МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ

МЕЖДУНАРОДНАЯ АССОЦИАЦИЯ
СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ

**ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ**

СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 6 (642)
Июнь 2012 г.

**Научно-теоретический журнал
Издается с марта 1958 г.
Выходит один раз в месяц**

Главный редактор В.Г. Себешев

Редакционная коллегия: А.А. Афанасьев, В.Л. Баладинский, Т.И. Баранова, В.А. Воробьев, П.А. Дмитриев, В.А. Игнатьев, В.И. Костин (зам. гл. редактора), Г.Б. Лебедев (зам. гл. редактора), Е.М. Лобанов, Л.С. Ляхович, В.И. Морозов, Ю.П. Панибратов, Ю.П. Правдивец, В.Г. Себешев, И.Б. Соколов, Ю.А. Феофанов, Е.М. Чернышов

Ответственный секретарь Н.В. Биткина

Адрес редакции:
630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113.
Тел./факс 266-28-59.
www.sibstrin.ru E-mail: izvuz_str@sibstrin.ru

Свидетельство о регистрации № 993 от 28.11.90 г.

Подписано в печать 29.06.12. Формат 70×108 $^{1}/_{16}$.
Усл. печ. л. 10,85+0,35. Тираж 350 экз. Заказ 642.

ООО «Партнеры Сибири»,
630009, г. Новосибирск, ул. Добролюбова, 16.

© Издатель НГАСУ (Сибстрин), 2012

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

Горынин Г.Л., Немировский Ю.В. GN-теория расчета композитной балки при изгибе. Общая теория. Сообщение 1 3

Миренков В.Е., Шутов В.А., Полуэктов В.А. О повреждаемости пластин при нагружении 13

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

Дерябин П.П., Дерябин П.Е. Структура и характер пористости ячеистого бетона, полученного различными способами порообразования 21

Логанина В.И., Акжигитова Э.Р. Декоративные сухие строительные смеси на основе цветных песков .. 27

Бурученко А.Е., Середкин А.А. Пеностекло на основе шлака теплоэнергетики и формовочных земель машиностроения 31

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

Пиявский С.А., Евдокимов С.В. Обоснование конструкций водопропускных гидротехнических сооружений в условиях неопределенности 36

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

Щукина Т.В. Влияние прогнозируемой почасовой солнечной радиации на эффективность альтернативного холодоснабжения 43

СТРОИТЕЛЬСТВО АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ И МОСТОВ

Александров А.С., Киселева Н.Ю. Пластическое деформирование гнейс- и диабазматериалов при воздействии повторяющихся нагрузок 49

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В., Крутиков Е.И., Попова А.С., Попов Д.А. Принципиальные схемы бесклапанных пневматических ударных механизмов с коаксиальной камерой воздухопровода и их физико-математическое описание 60

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

Виноградов А.Б., Ломухин В.Б., Сургин В.В. Лабораторные исследования модификатора моторного масла на основе серпентина и мягких металлов 69

Сычкина Е.Н., Пономарев А.Б. К вопросу определения начального напряженного состояния полускальных грунтов в лабораторных условиях 74

Гербер А.А., Коротких А.В., Крылов И.И. Особенности работы «балок Виренделя» из тонкостенных оцинкованных профилей 81

Жаданов В.И., Калинин С.В. Деревометаллические балочные конструкции со стенкой из стального профилированного листа 90

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Адищев В.В., Астапов Н.С., Мальцев В.В. Уточненное решение классической задачи расчета балки-стенки 97

Привалов П.В., Виноградов С.А. Математическая модель резервирования запасных частей к комплексам строительных машин на различных уровнях потребления 105

Соловьёв А.В., Лукин А.О. Оценка влияния стесненного кручения на работу балки с гофрированной стенкой 112

Митасов В.М., Себешев В.Г., Логунова М.А. Конструктивные особенности и расчет железобетонных плит с заранее организованными трещинами 119

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

УДК 539.3

Г.Л. ГОРЫНИН, Ю.В. НЕМИРОВСКИЙ

GN-ТЕОРИЯ РАСЧЕТА КОМПОЗИТНОЙ БАЛКИ ПРИ ИЗГИБЕ. ОБЩАЯ ТЕОРИЯ*

Сообщение 1

На основе метода жесткостных функций построена теория изгиба композитных балок произвольного симметричного сечения. Прогибы и напряжения, вычисляемые по этой теории, для простейших нагружений совпадают с решениями пространственной задачи теории упругости.

Ключевые слова: композит, слоистая балка, кромочный эффект.

Сфера применения композитов постоянно расширяется, если в недавнее время они применялись в основном в авиации и отраслях военно-промышленного комплекса, то теперь как несущие элементы уверенно вошли в сферу производства и реконструкции строительных и дорожных конструкций, и номенклатура композитных изделий постоянно растет. Вместе с тем теория расчета таких конструкций находится в стадии развития. Особенность композитных конструкций в сравнении с однородными заключается в невозможности пренебрежения какими-либо компонентами тензора напряжений до выполнения самого расчета, заранее нельзя предсказать за счет каких напряжений начнется разрушение балки, т.е. какие напряжения самые важные, а какие второстепенные. Напряженное состояние композитной слоистой балки является принципиально пространственным, и это значительно усложняет ее расчет.

В последние несколько лет авторами данной работы был разработан метод жесткостных функций (другое, более математизированное название — метод асимптотического расщепления), позволяющий решать задачу об изгибе слоистой анизотропной балки в постановке пространственной задачи теории упругости без введения каких-либо гипотез о характере напряженного или деформированного состояния [1–2]. Метод является асимптотическим, т.е. приближенным, однако в отличие от других асимптотических методов[1] [3] имеет то преимущество, что для наиболее распространенных классов нагрузок (сосредоточенная, равномерно распределенная, линейно распределенная) он дает не приближенное, а точное решение пространственной задачи теории упругости для изгиба балки уже при первом асимптотическом приближении.

Последовавшее обсуждение метода в рамках многочисленных научных конференций показало, что в том виде, как он изложен в указанных

* Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (код проекта 12–01–90405–Укр_а).

[1] Гольденвейзер А.Л. Общая теория упругих тел (оболочки, покрытия, прокладки) // Известия РАН. МТТ. 1992, № 3. С. 5–17; Бутенко Ю.И. Вариационно-асимптотические методы построения неклассических методов расчета стержней и пластин. Казань: ЗАО «Новое знание», 2001. 320 с.

© Горынин Г.Л., Немировский Ю.В., 2012

работах, знакомство с ним в среде инженеров-строителей вызывает значительные затруднения математического характера. Инженерный стандарт применительно к однородным конструкциям — это классическая теория балки Бернулли–Эйлера и ее уточнение — теория балки Тимошенко. Поэтому целью данной работы является создание теории изгиба композитной анизотропной балки, которая бы, с одной стороны, по форме во многом была аналогична уточненной теории Тимошенко, а с другой — позволяла бы с достаточной точностью производить расчет всех компонент тензора напряжений. Теория строится на основе указанного метода жесткостных функций. В целях избежания терминологической путаницы авторы позволили себе назвать предлагаемую теорию GN-теорией, используя для этого первые буквы своих фамилий в латинском написании.

Теория Тимошенко. Пусть на балку постоянного поперечного сечения (z — координатная ось, совпадающая с нейтральной осью балки) действует поперечная распределенная нагрузка p_x и сосредоточенные силы. Теория Тимошенко базируется на предположениях, что поперечное сечение в процессе деформации балки остается плоским и недеформированным и отклоняется по отношению к исходному состоянию на угол наклона $\varphi(z)$, поперечные перемещения зависят только от продольной координаты z и равняются функции прогиба u_0:

$$u_x = u_0(z), \quad u_y = 0, \quad u_z = -x\varphi(z), \tag{1}$$

изгибающий момент и нормальные продольные напряжения при этом вычисляются по формулам

$$M_y = -EJ\frac{d\varphi}{dz}, \quad \sigma_{zz} = -E\frac{d\varphi}{dz}x, \tag{2}$$

где E — модуль Юнга материала, J — момент инерции сечения[2]. Сдвиг в плоскости zOx определяется по следующей формуле в соответствии с законом деформирования (1)

$$\gamma = \frac{du_0}{dz} - \varphi. \tag{3}$$

Считается, что закон Гука для сдвига выполняется в среднем для всего поперечного сечения

$$\gamma = \frac{\alpha Q_x}{GF}, \tag{4}$$

где α — коэффициент, зависящий от распределения касательных напряжений по сечению, называемый коэффициентом формы. Для внутренних усилий справедливы обычные балочные уравнения равновесия:

$$\frac{dM_y}{dz} = Q_x, \quad \frac{dQ_x}{dz} = -p_x. \tag{5}$$

Если равенство (3) подставить в равенство (4), затем его умножить на EJ, продифференцировать, сложить с первым уравнением (2) и воспользоваться вторым уравнением (5), то получится выражение, связывающее изгибающий момент и вторую производную общего прогиба, аналогичные операции дают выражение для нормальных напряжений:

[2] Сливкер В.И. Строительная механика. Вариационные основы. М.: АСВ, 2005. 736 с.

$$M_y = -EJ\left(\frac{d^2u_0}{dz^2} + \frac{\alpha p_x}{GF}\right), \quad \sigma_{zz} = -E\left(\frac{d^2u_0}{dz^2} + \frac{\alpha p_x}{GF}\right)x. \tag{6}$$

Разделим первое равенство (6) на момент инерции, тогда, используя второе равенство (6), получим выражение для вычисления нормальных напряжений исходя из величины изгибающего момента в сечении:

$$\sigma_{zz} = \frac{M_y}{J}x. \tag{7}$$

Подставим первое равенство (6) в первое равенство (5) и определим выражение для поперечного усилия Q_x:

$$Q_x = -EJ\left(\frac{d^3u_0}{dz^3} + \frac{\alpha}{GF}\frac{dp_x}{dz}\right). \tag{8}$$

Выражение (8) введем во второе равенство (5), тогда в рамках теории Тимошенко решим дифференциальное уравнение на функцию прогиба балки

$$\frac{d^4u_0}{dz^4} = \frac{p_x}{EJ} - \frac{\alpha}{GF}\frac{d^2p_x}{dz^2}. \tag{9}$$

Из равенств (3) и (4) следует равенство на угол наклона поперечного сечения

$$\varphi = \frac{du_0}{dz} - \frac{\alpha Q_x}{GF}. \tag{10}$$

С помощью равенств (6), (8) и (10) ставятся краевые условия для уравнения изгиба балки (9).

Проблемы теории Тимошенко. 1. Алгоритм нахождения коэффициента формы α не определен, С.П. Тимошенко дал правдоподобные указания только для случая балки тонкого прямоугольного сечения. Для нахождения коэффициента формы α двутавровых и прочих балок используют эвристические соображения (см. по этому поводу статью[3]).

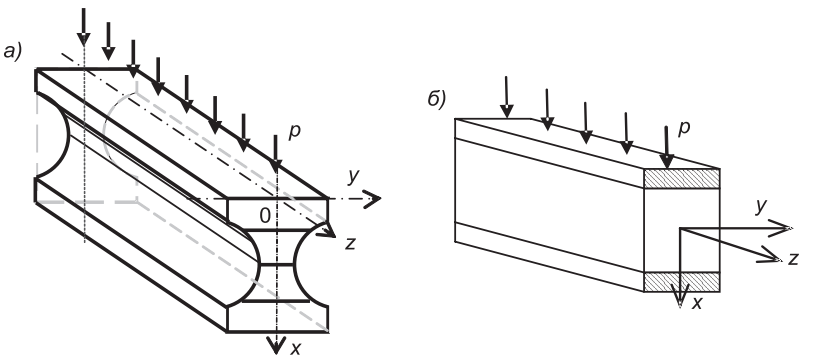
2. Теория позволяет определять только нормальные продольные компоненты тензора напряжений σ_{zz}, остальные компоненты остаются неопределенными.

3. Теория построена только для однородных балок из изотропного материала, как воспользоваться этой теорией для неоднородных и анизотропных балок (например, стале- или деревобетонных) неизвестно.

Метод жесткостных функций. Разработан для слоистых балок произвольного сечения, однако в целях упрощения выкладок будем рассматривать только балки, обладающие симметричным сечением с вертикальной осью симметрии x и горизонтальной осью симметрии y (рисунок), поперечные распределенные нагрузки будем считать направленными вдоль оси x, данные допущения не существенны с точки зрения общей теории метода жесткостных функций, но позволяют значительно упростить пространственный анализ поведения балки при изгибе [2].

Рассмотрим задачу об изгибе слоистой балки, состоящую из s слоев, как пространственную задачу теории упругости в постановке Сен-Венана. Введем безразмерные переменные и неизвестные величины, которые

[3] Енджиевский Л.В., Юрченко А.А. Анализ алгоритмов определения прогибов стальных составных двутавровых балок с учетом деформации сдвига // Изв. вузов. Строительство. 2002. № 10. С. 129–134.



Слоистая балка под действием поперечной нагрузки
а — слоистый двутавр; *б* — трехслойная балка

будут обозначаться так же как размерные, и связаны с ними соотношениями:

$$x \leftrightarrow x/h,\ y \leftrightarrow y/h,\ z \leftrightarrow z/L,\ u_\alpha \leftrightarrow u_\alpha/\tilde{u}, (E_{\alpha\beta\varphi\psi})_i \leftrightarrow (E_{\alpha\beta\varphi\psi})_i/\tilde{E},$$
$$(\sigma_{\alpha\beta})_i \leftrightarrow (\sigma_{\alpha\beta})_i/\tilde{E},\ q_\alpha \leftrightarrow q_\alpha/\tilde{E},\ p_\alpha \leftrightarrow p_\alpha/h\tilde{E}, \qquad (11)$$
$$Q_x \leftrightarrow Q_x/h^2\tilde{E},\ M_y \leftrightarrow M_y/h^3\tilde{E},$$

где h, L, $\tilde{E}$ — характерные значения поперечного размера балки, продольного размера и модуля Юнга материала одного из слоев балки.

В безразмерных переменных рассматриваемая пространственная задача включает в себя уравнения равновесия внутри стержня и на его поверхности всюду за исключением торцов

$$\frac{\partial(\sigma_{\alpha x})_i}{\partial x} + \frac{\partial(\sigma_{\alpha y})_i}{\partial y} + \varepsilon\frac{\partial(\sigma_{\alpha z})_i}{\partial z} = 0,\ \alpha = \{x, y, z\}, \qquad (12)$$

$$(\sigma_{\alpha x})_i n_x + (\sigma_{\alpha y})_i n_y = q_\alpha,\ \alpha = \{x, y, z\}; \qquad (13)$$

непрерывность перемещений и контактных напряжений

$$[(\sigma_{\alpha n})_i]_i^j = 0,\ (u_\alpha)_j = (u_\alpha)_i,\ i, j = [1, s],\ \alpha = \{x, y, z\}, \qquad (14)$$
$$(\sigma_{\alpha n})_i = (\sigma_{\alpha x})_i n_x + (\sigma_{\alpha y})_i n_y;$$

закон упругости для ортотропного упругого материала для i-го слоя [2]:

$$(\sigma_{\alpha\alpha})_i = \sum_{\eta \in \{x, y, z\}} (E_{\alpha\eta})_i (e_{\eta\eta})_i,\ (\sigma_{\alpha\beta})_i = 2(\mu_{\alpha\beta})_i (e_{\alpha\beta})_i, \qquad (15)$$
$$\alpha, \beta \in \{x, y, z\},\ \alpha \neq \beta,$$

где $(E_{\alpha\eta})_i$, $(\mu_{\alpha\beta})_i$ — девять независимых упругих констант, $\varepsilon = h/L$ — малый параметр (отношение высоты сечения к длине балки). Кроме того, в постановке Сен-Венана на торцах балки должны быть установлены интегральные краевые условия. В дополнение к этому считаем, что распределенные нагрузки на боковой поверхности балки имеют расщепленный вид

$$q_x(\Gamma, z) = f_x(\Gamma) p_x(z),\ \oint_\Gamma f_x^q(\Gamma) d\Gamma = 1,\ q_y = q_z = 0, \qquad (16)$$

где Γ — множество граничных точек поперечного сечения балки; $f_\alpha(\Gamma)$ — функции распределения нагрузки по периметру сечения; $p_x(z)$ — суммар-

ная нагрузка в поперечном сечении. Для них, как это следует из формул (16), справедливы равенства

$$p_\alpha(z) = \oint_\Gamma q_\alpha d\Gamma, \quad \alpha \in \{x, y, z\}.$$

Основная идея метода жесткостных функций состоит в том, что при решении задачи деформирования слоистого стержня (12)–(15) все перемещения и напряжения определяются как суммы дифференциальных операторов по продольной переменной, коэффициенты которых называются жесткостными функциями и зависят от двух координат плоскости поперечного сечения балки [1–2]:

$$(u_x)_i^{(N)} = u_0^{(N)} + \sum_{r=1}^{N+1} (U_x)_i^{(2r)} \frac{d^{2r} u_0^{(N)}}{dz^{2r}} \varepsilon^{2r}, \quad (u_y)_i^{(N)} = \sum_{r=1}^{N+1} (U_y)_i^{(2r)} \frac{d^{2r} u_0^{(N)}}{dz^{2r}} \varepsilon^{2r},$$

$$(u_z)_i^{(N)} = -x \frac{du_0^{(N)}}{dz} \varepsilon + \sum_{r=1}^{N} (U_z)_i^{(2r+1)} \frac{d^{2r+1} u_0^{(N)}}{dz^{2r+1}} \varepsilon^{2r+1};$$

$$(\sigma_{zz})_i^{(N)} = \sum_{r=1}^{N} (\tau_{zz})_i^{(2r)} \frac{d^{2r} u_0^{(N)}}{dz^{2r}} \varepsilon^{2r}, \quad (\sigma_{z\alpha})_i^{(N)} = \sum_{r=1}^{N} (\tau_{z\alpha})_i^{(2r+1)} \frac{d^{2r+1} u_0^{(N)}}{dz^{2r+1}} \varepsilon^{2r+1},$$

$$(\sigma_{\alpha\beta})_i^{(N)} = \sum_{r=1}^{N+1} (\tau_{\alpha\beta})_i^{(2r)} \frac{d^{2r} u_0^{(N)}}{dz^{2r}} \varepsilon^{2r}, \quad \alpha, \beta \in \{x, y\}, \tag{17}$$

где N — номер асимптотического приближения. Жесткостные функции являются решениями краевых задач в плоскости сечения стержня. Функция $u_0^{(N)}$, входящая в формулы (17), удовлетворяет уравнению поперечного изгиба:

$$\sum_{r=2}^{N+1} (B_x)^{(2r)} \frac{d^{2r} u_0^{(N)}}{dz^{2r}} \varepsilon^{2r} = p_x, \tag{18}$$

где $(B_x)^{(2r)}$ — интегралы от жесткостных функций.

В соответствии с общей теорией метода жесткостных функций первое асимптотическое приближение, дающее точное решение задачи (12)–(15) при равномерно распределенной поперечной нагрузке, получается при $N = 2$. Рассмотрим его, при этом упростим обозначения и уберем лишние индексы:

$$(\tau_{z\alpha})_i = (\tau_{z\alpha})_i^{(3)}, \quad (\tau_{\alpha\beta})_i = (\tau_{\alpha\beta})_i^{(2)}, \quad (\tau_{zz})_i = (\tau_{zz})_i^{(2)}, \quad (\tau_{\alpha\beta})_i^* = (\tau_{\alpha\beta})_i^{(4)},$$
$$(\tau_{zz})_i^* = (\tau_{zz})_i^{(4)}, \quad \alpha, \beta \in \{x, y\},$$
$$(U_\alpha)_i = (U_\alpha)_i^{(2)}, \quad (U_z)_i = (U_z)_i^{(3)}, \quad (U_z)_i^* = (U_z)_i^{(5)}, \quad (U_\alpha)_i^* = (U_\alpha)_i^{(4)}, \tag{19}$$
$$D_1 = (B_x)^{(4)}, \quad D_2 = (B_x)^{(6)}.$$

Уравнение (18) примет вид:

$$D_1 \frac{d^4 u_0}{dz^4} \varepsilon^4 + D_2 \frac{d^6 u_0}{dz^6} \varepsilon^6 = p_x. \tag{20}$$

Выражения для угла наклона сечения, поперечного усилия, изгибающего момента и прочих величин в соответствии с [2] имеют вид:

$$\varphi = \frac{du_0}{dz}\varepsilon + K_\varphi \frac{d^3u_0}{dz^3}\varepsilon^3 + K_\varphi^* \frac{d^5u_0}{dz^5}\varepsilon^5,\ K_\varphi = -\frac{1}{J}\sum_{i=1}^{s}\int_{F_i} x(U_z)_i\, dF,$$

$$K_\varphi^* = -\frac{1}{J}\sum_{i=1}^{s}\int_{F_i} x(U_z)_i^* dF,$$

$$Q_x = -D_1 \frac{d^3u_0}{dz^3}\varepsilon^3 - D_2 \frac{d^5u_0}{dz^5}\varepsilon^5,\ M_y = -D_1 \frac{d^2u_0}{dz^2}\varepsilon^2 - D_2 \frac{d^4u_0}{dz^4}\varepsilon^4,\ J = \int_F x^2 dF,$$

$$(\sigma_{zz})_i = (\tau_{zz})_i \frac{d^2u_0}{dz^2}\varepsilon^2 + (\tau_{zz})_i^* \frac{d^4u_0}{dz^4}\varepsilon^4,\quad D_1 = -\sum_{i=1}^{s}\int_{F_i} x(\tau_{zz})_i\, dF, \tag{21}$$

$$D_2 = -\sum_{i=1}^{s}\int_{F_i} x(\tau_{zz})_i^* dF.$$

Уравнение (20) имеет шесть независимых решений, в соответствии с общей теорией только четыре из них асимптотически пригодны для решения исходной задачи (12)–(15), каждое из этих решений представимо в виде регулярного асимптотического ряда

$$u_0 = u_1 + \varepsilon^2 u_2 + \ldots, \tag{22}$$

подставим представление (22) в уравнение (20), соберем подобные при степенях малого параметра

$$D_1 \frac{d^4u_1}{dz^4}\varepsilon^4 + \left(D_1 \frac{d^4u_2}{dz^4} + D_2 \frac{d^6u_1}{dz^6} \right)\varepsilon^6 + D_2 \frac{d^6u_2}{dz^6}\varepsilon^8 + \ldots = p_x \tag{23}$$

и приравняем два первых слагаемых правой части с учетом степеней малого параметра

$$D_1 \frac{d^4u_1}{dz^4}\varepsilon^4 = p_x,\quad \frac{d^4u_2}{dz^4} = -\frac{D_2}{D_1}\frac{d^6u_1}{dz^6}. \tag{24}$$

Из двух равенств (24) следует соотношение:

$$D_1 \frac{d^4u_2}{dz^4}\varepsilon^6 = -\frac{D_2}{D_1}\frac{d^2p_x}{dz^2}\varepsilon^2. \tag{25}$$

Учтем в представлении (22) для функции прогиба только первые два слагаемые, а остальными слагаемыми, имеющими степени малого параметра (четыре и выше), пренебрегаем:

$$u_0 = u_1 + \varepsilon^2 u_2. \tag{26}$$

Тогда из первого равенства (24) и равенства (25) следует уравнение на асимптотическое приближение функции прогиба (26):

$$D_1 \frac{d^4u_0}{dz^4}\varepsilon^4 = p_x - \zeta \frac{d^2p_x}{dz^2}\varepsilon^2,\quad \zeta = \frac{D_2}{D_1}. \tag{27}$$

Если подставить (26) в исходное уравнение (20), то левая часть в общем случае не будет равняться правой, относительную невязку левой и правой части обозначим Δ:

$$\Delta = \left(-D_1 \frac{d^4u_0}{dz^4}\varepsilon^4 - D_2 \frac{d^6u_0}{dz^6}\varepsilon^6 + p_x \right) / p_x. \tag{28}$$

Преобразуем формулу (28) с помощью равенства (27):

$$\Delta = \zeta^2 \varepsilon^4 \frac{d^4 p_x}{dz^4} / p_x. \tag{29}$$

Условие применимости уравнения (27) состоит в малости данной невязки:

$$|\Delta| << 1. \tag{30}$$

Уравнение (27) имеет четвертый порядок, его решениями в асимптотическом смысле являются четыре решения уравнения (20), о которых было сказано выше. Из равенства (29) следует, что до тех пор, пока поперечная нагрузка p_x является многочленом третьей степени, невязка равна тождественному нулю, и, следовательно, в этом случае уравнение (27) абсолютно тождественно уравнению (20).

При использовании уравнения изгиба (27) удобно для его правой части ввести понятие приведенной поперечной нагрузки:

$$D_1 \frac{d^4 u_0}{dz^4} \varepsilon^4 = p_x^*, \quad p_x^* = p_x - \zeta \frac{d^2 p_x}{dz^2} \varepsilon^2. \tag{31}$$

Выражения для угла наклона, изгибающего момента и прочих величин (21) с учетом уравнения (27) и того, что мы рассматриваем функцию u_0 с точностью до ε^2 включительно, принимают вид:

$$\varphi = \frac{du_0}{dz}\varepsilon + K_\varphi \frac{d^3 u_0}{dz^3}\varepsilon^3, \; Q_x = -D_1 \frac{d^3 u_0}{dz^3}\varepsilon^3 - \zeta \frac{dp_x^*}{dz}\varepsilon, \; M_y = -D_1 \frac{d^2 u_0}{dz^2}\varepsilon^2 - \zeta p_x^*,$$

$$(\sigma_{\alpha z})_i = (\tau_{\alpha z})_i \frac{d^3 u_0}{dz^3}\varepsilon^3 + \frac{(\tau_{\alpha z})_i^*}{D_1}\frac{dp_x^*}{dz}\varepsilon, \quad \alpha, \beta \in \{x, y\},$$

$$(\sigma_{\alpha\beta})_i = (\tau_{\alpha\beta})_i \frac{d^2 u_0}{dz^2}\varepsilon^2 + \frac{(\tau_{\alpha\beta})_i^*}{D_1} p_x^*, \; (\sigma_{zz})_i = (\tau_{zz})_i \frac{d^2 u_0}{dz^2}\varepsilon^2 + \frac{(\tau_{zz})_i^*}{D_1} p_x^*. \tag{32}$$

Выразим третью производную из второй формулы (32) и подставим ее в первую и четвертую формулы:

$$\varphi = \frac{du_0}{dz}\varepsilon - \frac{K_\varphi}{D_1}\left(Q_x + \zeta \frac{dp_x^*}{dz}\varepsilon\right), \tag{33}$$

$$(\sigma_{\alpha z})_i = -(\tau_{\alpha z})_i \frac{Q_x}{D_1} + \frac{1}{D_1}((\tau_{\alpha z})_i^* - \zeta(\tau_{\alpha z})_i)\frac{dp_x^*}{dz}\varepsilon, \; \alpha, \beta \in \{x, y\}. \tag{34}$$

Выразим вторую производную из третьей формулы (31) и подставим ее в пятую и шестую формулы:

$$\begin{aligned} (\sigma_{\alpha\beta})_i &= -(\tau_{\alpha\beta})_i \frac{M_y}{D_1} + ((\tau_{\alpha\beta})_i^* - \zeta(\tau_{\alpha\beta})_i)\frac{p_x^*}{D_1}, \\ (\sigma_{zz})_i &= -(\tau_{zz})_i \frac{M_y}{D_1} + ((\tau_{zz})_i^* - \zeta(\tau_{zz})_i)\frac{p_x^*}{D_1}. \end{aligned} \tag{35}$$

Краевые задачи в поперечном сечении балки. Для вычисления жесткостных функций из формул (32)–(35) необходимо решить следующие краевые задачи в сечении балки.

Краевая задача в сечении при $2r + 1 = 3$ для нахождения функции $(U_z)_i$:

уравнение
$$\frac{\partial(\tau_{zx})_i}{\partial x} + \frac{\partial(\tau_{zy})_i}{\partial y} + (\tau_{zz})_i = 0, \tag{36}$$

условия на боковой поверхности стержня:
$$(\tau_{zx})_i n_x + (\tau_{zy})_i n_y = 0, \tag{37}$$

условия сопряжения жесткостных функций на границах между слоями стержня
$$(\tau_{zx})_i n_x + (\tau_{zy})_i n_y = (\tau_{zx})_j n_x + (\tau_{zy})_j n_y, \quad (U_z)_i = (U_z)_j, \quad i, j = [1, s], \tag{38}$$

условия связи жесткостных функций тензора напряжений и вектора перемещений
$$(\tau_{zx})_i = (\mu_{zx})_i \left(\frac{\partial(U_z)_i}{\partial x} + (U_x)_i \right), \quad (\tau_{zy})_i = (\mu_{zy})_i \left(\frac{\partial(U_z)_i}{\partial y} + (U_y)_i \right). \tag{39}$$

Краевая задача в сечении при $2r = 4$ для нахождения функций $(U_x)_i^*$, $(U_y)_i^*$:

система уравнений
$$\frac{\partial(\tau_{\alpha x})_i^*}{\partial x} + \frac{\partial(\tau_{\alpha y})_i^*}{\partial y} + (\tau_{z\alpha})_i = 0, \quad \alpha \in \{x, y\}, \tag{40}$$

условия на боковой поверхности стержня:
$$(\tau_{\alpha x})_i^* n_x + (\tau_{\alpha y})_i^* n_y = D_1 f_\alpha^q(\Gamma), \quad \alpha \in \{x, y\}, \tag{41}$$

условия сопряжения характеристических функций на границах между слоями стержня
$$\begin{aligned} &(\tau_{\alpha x})_i^* n_x + (\tau_{\alpha y})_i^* n_y = (\tau_{\alpha x})_j^* n_x + (\tau_{\alpha y})_j^* n_y, \\ &(U_\alpha)_i^* = (U_\alpha)_j^*, \ i, j = [1, s], \quad \alpha \in \{x, y\}, \end{aligned} \tag{42}$$

условия связи жесткостных функций тензора напряжений и вектора перемещений функций
$$(\tau_{\alpha\alpha})_i^* = (E_{\alpha x})_i \frac{\partial(U_x)_i^*}{\partial x} + (E_{\alpha y})_i \frac{\partial(U_y)_i^*}{\partial y} + (E_{z\alpha})_i (U_z)_i, \quad \alpha \in \{x, y\},$$

$$(\tau_{xy})_i^* = (\mu_{xy})_i \left(\frac{\partial(U_x)_i^*}{\partial y} + \frac{\partial(U_y)_i^*}{\partial x} \right). \tag{43}$$

Для функции $(\tau_{zz})_i^*$ справедливо выражение
$$(\tau_{zz})_i^* = (\nu_{xz})_i (\tau_{xx})_i^* + (\nu_{yz})_i (\tau_{yy})_i^* + (E_z)_i (U_z)_i, \tag{44}$$

где $(\nu_{xz})_i$, $(\nu_{yz})_i$, $(E_z)_i$ — анизотропные коэффициенты Пуассона и модуль Юнга материала i-го слоя.

Для нахождения функций $(U_x)_i$ и $(U_y)_i$ необходимо решить подобную задачу (40)–(44), при этом в равенствах (40) и (41) следует поло-

жить константу D_1 и функции $(\tau_{z\alpha})_i$ равными нулю, а для жесткостных функций компонент тензора напряжений вместо формул (43) использовать следующие формулы:

$$(\tau_{\alpha\alpha})_i = (E_{\alpha x})_i \frac{\partial (U_x)_i}{\partial x} + (E_{\alpha y})_i \frac{\partial (U_y)_i}{\partial y} - x(E_{z\alpha})_i, \quad \alpha \in \{x, y\},$$

$$(\tau_{xy})_i = (\mu_{xy})_i \left(\frac{\partial (U_x)_i}{\partial y} + \frac{\partial (U_y)_i}{\partial x} \right). \tag{45}$$

Для функции $(\tau_{zz})_i$ справедливо выражение

$$(\tau_{zz})_i = (\nu_{xz})_i (\tau_{xx})_i + (\nu_{yz})_i (\tau_{yy})_i - x(E_z)_i. \tag{46}$$

В случае, если коэффициенты Пуассона для всех слоев совпадают, т.е. выполняется условие кромочной совместимости слоев [4],

$$\nu_{xz} = (\nu_{xz})_i, \ \nu_{yz} = (\nu_{yz})_i, \ \ i = \overline{1, s}, \tag{47}$$

краевая задача (40)–(45) имеет аналитическое решение:

$$U_x = 0{,}5(-\nu_{yz} y^2 + \nu_{xz} x^2 + C_2), \ \ U_y = \nu_{yz} yx, \ \ \iint_F U_x dF = 0,$$

$$(\tau_{zz})_i = -x(E_z)_i, \ \ (\tau_{xx})_i = (\tau_{yy})_i = (\tau_{xy})_i = 0. \tag{48}$$

В безразмерном виде GN-теория изгиба композитной балки построена. В следующей части будут рассмотрены примеры использования полученной теории и проведено сравнение ее с теорией Тимошенко.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Горынин, Г.Л. Пространственные задачи изгиба и кручения слоистых конструкций. Метод асимптотического расщепления [Текст] / Г.Л. Горынин, Ю.В. Немировский. — Новосибирск : Наука, 2004. — 408 с.
2. Gorynin, G.L. Deformation of laminated anisotropic bars in the three-dimensional statement. 1. Transverse-longitudinal bending and edge compatibility condition [Text] / G.L. Gorynin, Yu.V. Nemirovsky // Mechanics of Composite Materials. — 2009. — Vol. 45, N 3. — P. 257–280.
3. Агаловян, Л.А. Асимптотическая теория анизотропных пластин и оболочек [Текст] / Л.А. Агаловян. — М. : Наука, 1997. — 414 с.
4. Горынин, Г.Л. Деформирование слоистых анизотропных стержней в пространственной постановке. 2. Влияние кромочных пограничных слоев на напряженно-деформационные свойства композита [Текст] / Г.Л. Горынин, Ю.В. Немировский // Механика композитных материалов. — 2010. — Т. 46, № 1. — С. 3–20.

ГОРЫНИН Глеб Леонидович, д-р физ.-мат. наук, проф.; E-mail: ggorynin@list.ru
Сургутский государственный университет
НЕМИРОВСКИЙ Юрий Владимирович, д-р физ.-мат. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 24.04.12

Gorynin Gleb Leonidovich, doctor of physical and mathematical sciences, professor; E-mail: ggorynin@list.ru, Surgut State University, Russia
Nemirovsky Yury Vladimirovich, doctor of physical and mathematical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

GN-THEORY CALCULATION OF THE COMPOSITE BEAM AT THE BEND

On the basis of a method rigidity functions the theory of a bend of composite beams of any symmetric section is constructed. Deflections and the pressure calculated under this theory, for the elementary loadings coincide with decisions of a spatial problem of the theory of elasticity.

Key words: composite, layered beam, edge effect.

REFERENCES

1. Gorynin, G.L. Spatial of a problem of a bend and torsion of layered designs. A method asymptotic splittings [Text] / G.L. Gorynin, Yu.V. Nemirovsky. — Novosibirsk : Nauka, 2004. — 408 p.
2. Gorynin, G.L. Deformation of laminated anisotropic bars in the three-dimensional statement. 1. Transverse-longitudinal bending and edge compatibility condition [Text] / G.L. Gorynin, Yu.V. Nemirovsky // Mechanics of Composite Materials. — 2009. — Vol. 45, N 3. — P. 257–280.
3. Agalovyan, L.A. Asymptotic theory of anisotropic plates and covers [Text] / L.A. Agalovyan. — M. : Nauka, 1997. — 414 p.
4. Gorynin, G.L. Deformation of laminated anisotropic bars in the three-dimensional statement. 2. Effect of edge boundary layers on the stress-strain properties of the composite [Text] / G.L. Gorynin, Yu.V. Nemirovsky // Mechanics of Composite Materials. — 2010. — Vol. 46, N 1. — P. 3–20.

УДК 539.3

В.Е. МИРЕНКОВ, В.А. ШУТОВ, В.А. ПОЛУЭКТОВ

О ПОВРЕЖДАЕМОСТИ ПЛАСТИН ПРИ НАГРУЖЕНИИ

Наблюдения за накоплением повреждений в последнее время проводят с помощью регистрации сигналов акустической эмиссии сжимаемого на прессе образца по мере роста усилия, подаваемого на пластины пресса. В таких условиях возникает задача установления соответствия между напряженно-деформированным состоянием образца и началом разрушения, т.е. геометрией накопления пор. На примерах решения прямых задач установлено, что любое наблюдаемое начало разрушения образца характеризуется соответствующими граничными условиями, возникающими под плитами нагружающего устройства. Рассматриваются примеры накопления повреждений и начала разрушения.

Ключевые слова: пластина, пора, разрушение, граничные условия, напряжения, обратные задачи, интегральные уравнения.

Многие сложные конструкции собираются из кусочно-однородных пластин. Такое представление удобно тем, что с его помощью можно собирать конструкции любой геометрической сложности, учитывая одновременно изменяющиеся механические характеристики составляющих пластин. Общие формулы для пластины при произвольном нагружении, связывающие граничные значения компонент напряжений и смещений, приведены в [1].

В статье обсуждаются процессы деформирования и накопления повреждений в пластине при ее нагружении. Феноменологические теории разрушения предполагают два подхода в изучении проблемы прочности. Первый подход основан на анализе процесса образования и развития в конструкциях трещин и других дефектов конечных размеров вплоть до разрушения, второй — предполагает интерпретацию разрушения как некоторые процессы постепенного накопления различных микродефектов, пор, характеризующих повреждаемость материала, достижение которой критического значения вызывает разрушение конструкции. Решение задач для макротрещин предполагает известными форму трещин и направление ее распространения, что в строгой постановке требует решения вариационной задачи. Второй подход представляется более рациональным.

В сопротивлении материалов разрушения учитываются путем расчета на прочность, т.е. сравнением максимальных расчетных напряжений с расчетным сопротивлением материала. Однако кроме определения прочности необходимо знать процесс разрушения от начала до конца, изменение механических характеристик материалов при этом. Повреждаемость растет от нуля по мере накопления микропор, т.е. нарушается сплошность материала при увеличении напряженно-деформированного состояния. От представлений сопротивления материалов перейдем к теории пластичности, понимая под этим использование ее при объяснении подготовки к разрушению с точки зрения возможности движения пор. Внутри пластины создается некоторое физическое состояние, регистраторы которого располагаются вне ее. Эти регистраторы могут быть любой природы, например акустическая эмиссия (АЭ), электромагнитное излуче-

© Миренков В.Е., Шутов В.А., Полуэктов В.А., 2012

ние и др. Обратные задачи теории упругости и сводимые к ним рассматривались в [2]. В таких условиях возникает новый класс обратных задач, использующий дополнительную информацию (переопределенность) для восстановления граничных условий под нагружающими устройствами. Это интересно не только для понимания процесса образования пор в лабораторных условиях, но и для восстановления условий, возникающих на контакте пластины, например, с плитами пресса, которые используются для расчета напряженно-деформированного состояния.

По проблеме развития повреждаемости в составной пластине и ее частях известны как теоретические, так и экспериментальные работы [3]. Авторы сходятся в том, что повреждаемость связана с наличием и образованием новых трещин, наблюдения за трещинообразованием проводят с помощью регистрации сигналов АЭ с определением координат гипоцентров источников АЭ и метода реплик, наблюдаемых в микроскоп [3]. Такое комплексное исследование процесса накопления повреждений позволило собрать данные об основных закономерностях их развития.

Рассмотрим сложное напряженное состояние кусочно-однородной пластины как сумму деформаций сжатия и сдвига (изгиба). При этом проанализируем результаты расчета по деформированию однородных и кусочно-однородных пластин при различных формулировках граничных условий, допускаемых тремя основными задачами, и различных соотношениях упругих характеристик и высот частей, составляющих пластину. Так как рассмотрение ведется в рамках упругой модели, то правомерно распространить результаты, полученные на пластине, на всю конструкцию. В дальнейшем будем придерживаться следующих положений.

1. Дислокации, вакансии, трещины, дефекты, неоднородности, имеющие место и возникающие в пластине под действием напряжений, двигаются из области гидростатических сжимающих напряжений в область, где нарушается гидростатичность. Для простоты вместо всего набора включений будем говорить, как и в [3], просто — пора.

Согласно математической теории пластичности гидростатическое напряженное состояние не влияет на процесс разрушения, т.е. при его реализации нет движения пор и нет вероятности образования трещин. Разлагая тензор напряжений на девиаторную и гидростатическую составляющие, каждую точку пластины можно расположить в один ряд по близости и гидростатическому состоянию. Как только условие гидростатичности нарушается, появляется возможность для движения пор и как следствие их скопление в области наиболее сильного нарушения условия всестороннего сжатия, что подтверждается результатами АЭ и разрушением образцов [3]. В качестве подтверждения рассмотрим элемент породы в виде прямоугольного параллелепипеда, находящегося под действием двух систем главных напряжений

$$\sigma_1 = 0,\ \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_y^0 \ \text{ и } \ \sigma_1 = \sigma_x^0,\ \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_y^0.$$

Добавим к этим двум системам внешних усилий по направлению σ_1 и растяжение, и сжатие величиной σ_y^0. Всестороннее сжатие по теории максимальных касательных напряжений не оказывает влияния на прочность. Осевое же растяжение $\sigma_1 = \sigma_y^0$ и $\sigma_1 = \sigma_y^0 + \sigma_x^0$ дает разрыв, т.е. разрушение элемента при одноосном растяжении для второго исходного типа нагрузок предпочтительнее и в зависимости от материала (хрупкий, пластичный) может реализоваться или перпендикулярно растяжению, или под углом $\approx 45°$, что и определяет следующие шаги разрушения.

2. Для скопления пор под действием внешних напряжений определяющими являются случайные факторы, управляющие процессом, небольшие нарушения симметрии нагружения, геометрии, образованные ранее в пластине цепочки неподвижных пор и т.п.

В работе рассматривается процесс деформирования кусочно-однородных пластин при сложном нагружении, контролируемый граничными условиями. Расчетная схема такой пластины представлена на рис. 1. Все величины, имеющие размерность длины, отнесены к характерной ширине пластины Γ_{21}, а размерность напряжений — к характерной величине напряжений на Γ_{13}. На боковых гранях пластины граничные условия примем в виде

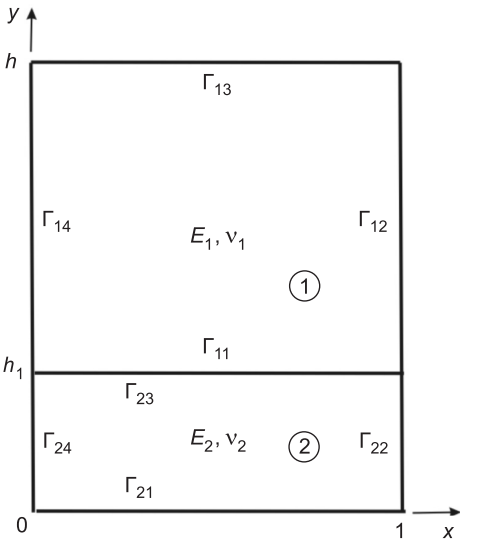


Рис. 1. Расчетная схема пластины

$$\sigma_x = 0, \quad \tau = 0, \quad x = 0; \quad 1, \; 0 \le y \le h. \tag{1}$$

На торцах Γ_{13} и Γ_{21} формулируются любые граничные условия в рамках всех трех основных задач теории упругости. В частности, на Γ_{13} рассматриваются три варианта граничных условий:

$$v = -1, \; u = 0, \text{ или } \sigma_y = -1, \; \tau = 0, \text{ или } v = -1, \; \tau = 0, \tag{2}$$

а на Γ_{21}

$$u(x) = v(x) = 0. \tag{3}$$

Предполагается, что на границе раздела свойств частей пластины имеет место сцепление

$$\sigma_y^+ = \sigma_y^-, \quad \tau^+ = \tau^-, \quad u^+ = u^-, \quad v^+ = v^-, \tag{4}$$

т.е. непрерывность нормальных и касательных компонент напряжений и смещений, но при достижении касательными напряжениями некоторого предельного значения возможно учесть проскальзывание на этих участках.

Систему сингулярных интегральных уравнений, связывающую граничные значения компонент напряжений и смещений для произвольного периметра односвязной области, следуя [1], запишем в виде

$$f(t_0) + 2\mu q(t_0) = \frac{1}{\pi i} \int_\Gamma \frac{f(t) + 2\mu q(t)}{t - t_0} dt,$$

$$\kappa \overline{f(t_0)} - 2\mu \overline{q(t_0)} = \frac{1}{\pi i} \int_\Gamma \frac{\kappa \overline{f(t)} - 2\mu \overline{q(t)}}{t - t_0} dt - \frac{1}{\pi i} \int_\Gamma [f(t) + 2\mu q(t)] d \frac{\bar{t} - \bar{t}_0}{t - t_0}, \tag{5}$$

где $\kappa = 3 - 4\nu; \; \mu = E[2(1+\nu)]^{-1}$;

E — модуль Юнга;

ν — коэффициент Пуассона;

$$f(t) = i\int_0^t (X_n + iY_n)\,ds = f_1 + if_2, \qquad (6)$$

где X_n, Y_n — компоненты усилий в направлении осей x и y;
$q = u + iv$, u, v — компоненты смещений в направлении осей x и y;
i — мнимая единица; черта над функцией обозначает комплексно-сопряженные значения;
Г — граница рассматриваемой области;
t_0 — аффикс точки границы Г.

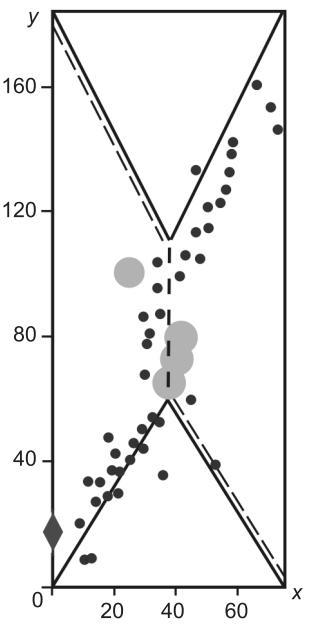


Рис. 2. Проекция координат гипоцентров источников АЭ

Система уравнений (5) характеризует одновременно и единообразно все три основные задачи теории упругости, которые могут использоваться в той или иной вариации.

На рис. 2, заимствованном из [3], приведены координаты гипоцентров источников АЭ. Образование крупного дефекта показано ромбом. Последние четыре высокоамплитудных АЭ-сигнала предшествовали разрушению. За время между этими событиями продолжалось деформирование образца, увеличивались напряжения. На этом же рисунке пунктирной линией нанесены положения линии наибольшего отклонения от всестороннего сжатия однородной пластины с граничными условиями (1), (3) и первого из условий (2). Рассматривается вариант напряженно-деформированного состояния пластины, где доминирует сжимающая компонента тензора напряжений σ_y. Во всех точках пластины σ_y практически не меняется, а в окрестности пунктирной линии $\sigma_y \approx 0$, т.е. наиболее удобные для скопления пор (подготовки разрушения) условия именно здесь. Полученные при частном виде нагружения места скопления пор уже нельзя исключить полностью, добавив боковое обжатие, как это сделано в [3], уменьшится только движение пор, и это должно сказаться на АЭ, но, согласно перераспределению напряжений, наиболее подвижны поры, двигающиеся к центру образца. Однако с увеличением осевой нагрузки движение этих пор возобновится, и к ним присоединятся другие. В зависимости от конкретного образца разрушение может реализоваться на любом участке прямолинейной части пунктирной линии (см. рис. 2). Пластина может разрушиться по оси, если на пунктирном вертикальном участке поры сольются в трещину в первую очередь. Некоторое расхождение пунктирной линии с координатами источников АЭ в верхней части блока связано с тем, что в [3] нет условий для повторения математического моделирования данного лабораторного эксперимента.

В [4] проанализированы случаи разрушения более чем 120 целиков в шахтах США, среди которых один из приведенных характерных примеров повторяет пунктирную линию (см. рис. 2) из левого верхнего угла в правый нижний. Там же дан другой пример целика, у которого разрушение в области правого нижнего угла. Аналогичный пример рассмотрен на образце в [3], а проведенный нами анализ, т.е. решение обратной задачи по нахождению граничных условий, приводящих к такому виду разрушения, сводится в первом приближении к формулировке сдвиговых смещений на Γ_{13} (см. рис. 1). Другими словами, использование результатов АЭ

или качественного вида трещин, ослабляющих пластину, позволяет оценить сложное напряженно-деформированное состояние, в котором находятся исследуемые объекты.

На рис. 3 представлены результаты расчета пластины с граничными условиями (3) и

$$u = -0{,}1,\ v = 0 \text{ на } y = h;\ u = v = 0 \text{ на } y = 0.$$

Для $0 \le x \le 0{,}5$ на Γ_{13} имеют место растягивающие напряжения $\sigma_y(x)$, а для $0{,}5 \le x \le 1$ — сжимающие (рис. 3, *а*). Касательные напряжения достигают максимальных значений в окрестности $x = 0$ и убывают к центру

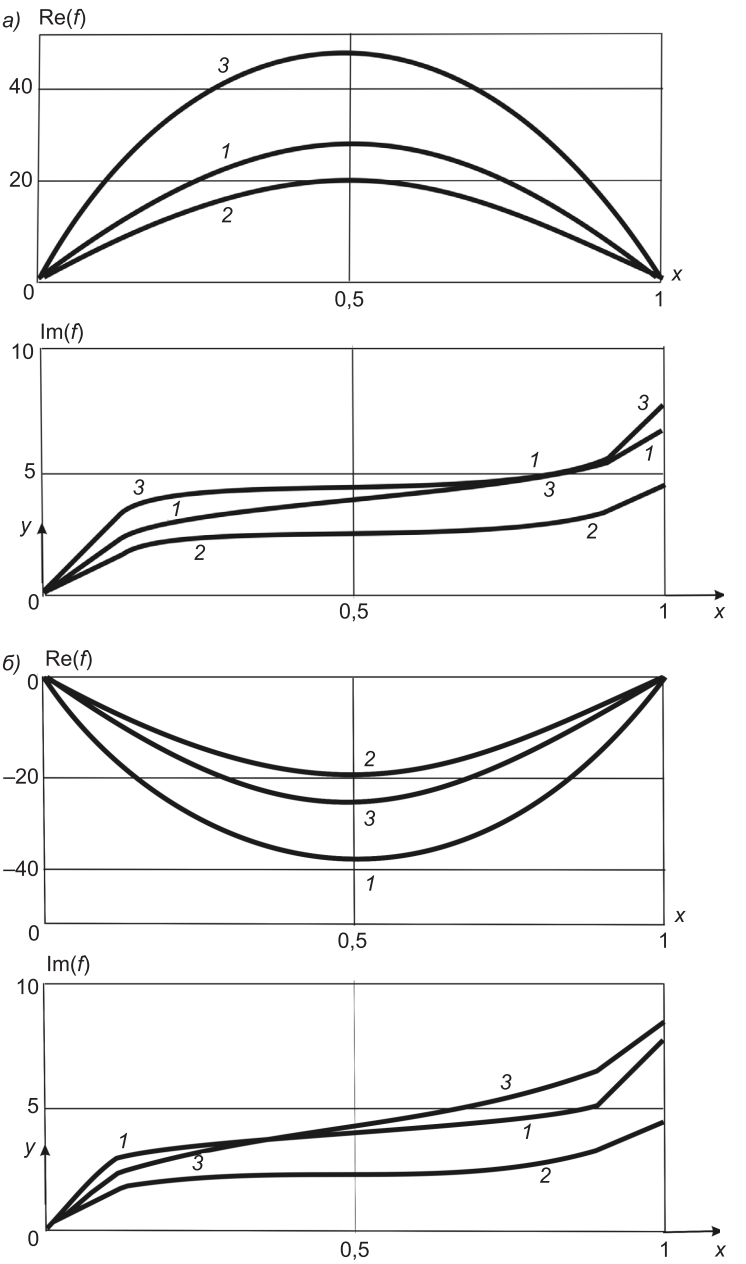


Рис. 3. Напряженное состояние пластины при $0 \le x \le 1$
а) $y = h$, *б*) $y = 0$

($x = 0{,}5$), после чего снова возрастают до максимума в окрестности $x = 1$. Аналогичная картина наблюдается на Γ_{21}, только значения $\sigma_y(x)$ имеют противоположный знак. Другими словами, растягивающие напряжения σ_y приложены на Γ_{13} для $0 \le x \le 0{,}5$ и на Γ_{21} для $0{,}5 \le x \le 1$ в левом верхнем углу и правом нижнем и определяются заданной величиной сдвига. В упругой модели пластины реализуются две области растяжения, которыми можно управлять добавлением дополнительного сжатия. В то же время растягивающие напряжения в верхней или нижней частях образца могут привести просто к разрушению в этой области. Именно такой результат приведен в [4], где один из целиков разрушился в правом нижнем углу, а разрушение левой части (см. рис. 2) говорит о том, что

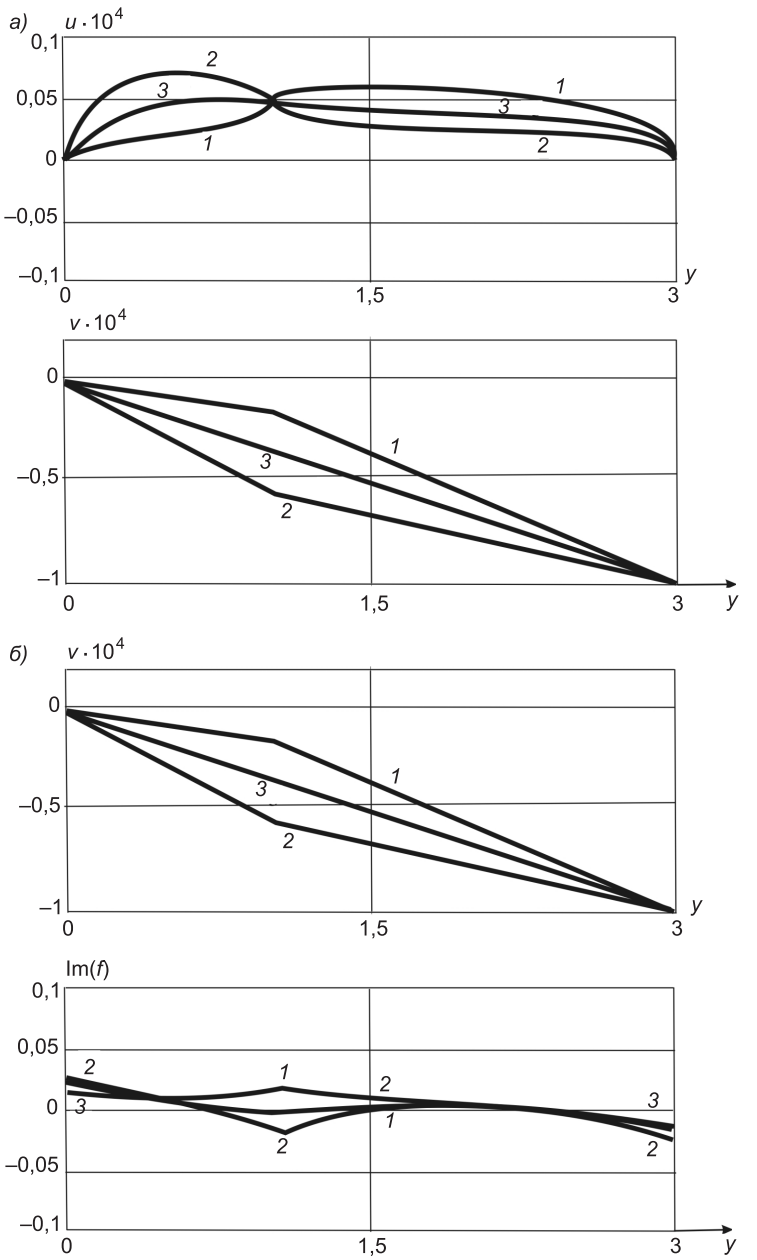


Рис. 4. Компоненты смещений границы $x = 1$, $0 \le y \le 3$ (*а*), смещения и напряжения на оси симметрии $x = 0{,}5$, $0 \le y \le 3$ (*б*)

авторы [3] следили за главным вектором внешних усилий и не учитывали реальное напряженное состояние под плитами пресса, т.е. сдвиги при нагружении образца.

В кусочно-однородной пластине при сжатии ситуация существенно усложняется при предсказании напряженно-деформированного состояния и как следствие движения пор с последующим разрушением. На рис. 4 приведены результаты расчета деформирования составной пластины с граничными условиями (3) и первого из (2). Кривым *1–3* отвечают соответственно случаи

$$E_2 = 3E_1,\ E_1 = 3E_2,\ E_2 = E_1 \qquad (7)$$

в предположении, что $\nu_1 = \nu_2 = 0{,}25$, $h_1 = 1$, $h = 3$.

В силу симметрии деформирования на рис. 4 приведены результаты расчета для половины пластины. Смещения боковой грани пластины, где отсутствуют напряжения, представлены на рис. 4, *а*. На оси симметрии $x = 0$, $0 \le y \le 3$ рис. 4, *б* приведены компонента смещений $v(y)$ и $\mathrm{Im}(f)$, определяющая $\sigma_x(y)$. Сжимающие напряжения σ_x имеют место в окрестности Γ_{13}, Γ_{21} для всех случаев (7). В области границы раздела свойств частей пластины имеем сжатие в окрестности Γ_{11} и растяжение в окрестности Γ_{23} для кривой *1*, а для кривой *2* наоборот. Другими словами, материал с большим значением модуля Юнга имеет растягивающие, а с меньшим сжимающие напряжения σ_x при стремлении к $\Gamma_{11}(\Gamma_{23})$ (скачок напряжений). Результаты расчета напряженно-деформированного состояния кусочно-однородной пластины позволяют определить области концентрации пор аналогично тому, как это сделано для однородной.

Таким образом, анализ сложного напряженно-деформированного состояния пластины позволил определить однозначно места концентрации пор, согласующиеся с разрушениями, контролируемыми АЭ. Показано, что описание всех этапов разрушения по бесконтактному контролю АЭ относится к новому классу некорректных задач и требует соответствующего подхода, т.е. восстановления граничных условий, механических характеристик составных частей и координат дефектов. Другими словами, все определяется напряженно-деформированным состоянием, которое управляется граничными условиями, связанными системой интегральных уравнений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Миренков, В.Е. Математическое моделирование деформирования горных пород около ослаблений [Текст] / В.Е. Миренков, В.А. Шутов. — Новосибирск : Наука, 2009. — 176 с.
2. Миренков, В.Е. Идентификация свойств, геометрии ослаблений и граничных условий кусочно-однородных пластин [Текст] / В.Е. Миренков, В.А. Шутов, В.А. Полуэктов // Изв. вузов. Строительство. — 2011. — № 1. — С. 22–30.
3. Куксенко, В.С. Характер разрушения гранита при различных условиях деформирования [Текст] / В.С. Куксенко, Е.Е. Дамаскинская, А.Г. Кадамцов // Физика Земли. — 2011. — № 10. — С. 25–31.
4. Esterhuizen, G.S. Pillar strength in underground stone mines in the United States [Text] / G.S. Esterhuizen, D.R. Dolinar, I.L. Ellenberger // Intern. J. of Rock Mechanics and Mining Sciences. — 2011. — Vol. 48, N 1. — P. 42–50.

МИРЕНКОВ Валерий Егорович, д-р техн. наук, проф.
Новосибирская государственная архитектурно-художественная академия
ШУТОВ Валерий Алексеевич, д-р техн. наук, проф.
Новосибирская государственная архитектурно-художественная академия

ПОЛУЭКТОВ Вячеслав Александрович, канд. техн. наук, доц.
Новосибирская государственная архитектурно-художественная академия

Получено 21.04.12

Mirenkov Valeriy Egorovich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State Academy of Architecture and Fine Arts, Russia
Shutov Valeriy Alexeevich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State Academy of Architecture and Fine Arts, Russia
Poluektov Vyacheslav Alexandrovich, candidate of technical sciences, assistant professor, Novosibirsk State Academy of Architecture and Fine Arts, Russia

ON THE DAMAGE OF A PLATE UNDER LOADING

In recent times, the damage accumulation has been observed by registration of acoustic emission, as the load imposed on a plate by a press machine grows large. Under such conditions, it is required to establish an interrelation between the stress-strain state within a piecewise homogenious plate and the onset of fracture, i.e. the geometry of void accumulation. The case study of direct problems has lead to the conclusion that each of the experimentally observed onsets of sample fracture is characterised by boundary conditions which occur beneath the plates of the loading machine. Examples of damage accumulation and fracture onset are discussed.

K e y w o r d s: equation, deformation, plate, damage, void, inverse problem, stress, shear.

REFERENCES

1. M i r e n k o v, V.E. Mathematical modeling of mining rock deformation near the weakening [Text] / V.E. Mirenkov, V.A. Shutov. — Novosibirsk : Nauka, 2009. — 176 p.
2. M i r e n k o v, V.E. Identification of properties, geometry and boundary conditions for piecewise-homogeneous plates [Text] / V.E. Mirenkov, V.A. Shutov, V.A. Poluektov // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2011. — N 1. — P. 22–30.
3. K u k s e n k o, V.S. Type of the fracture granite for any deform [Text] / V.S. Kuksenko, E.E. Damaskinckaya, A.G. Kadamthov // Physics Grouad. — 2011. — N 10. — P. 25–31.
4. E s t e r h u i z e n, G.S. Pillar strength in underground stone mines in the United States [Text] / G.S. Esterhuizen, D.R. Dolinar, I.L. Ellenberger // Intern. J. of Rock Mechanics and Mining Sciences. — 2011. — Vol. 48, N 1. — P. 42–50.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

УДК 691.327:666.973.6

П.П. ДЕРЯБИН, П.Е. ДЕРЯБИН

СТРУКТУРА И ХАРАКТЕР ПОРИСТОСТИ ЯЧЕИСТОГО БЕТОНА, ПОЛУЧЕННОГО РАЗЛИЧНЫМИ СПОСОБАМИ ПОРООБРАЗОВАНИЯ

Приводится сравнительная оценка структуры и характера пористости ячеистых бетонов, полученных с использованием химического, механического и форсированного способов поризации кремнеземвяжущей массы. Рассматривается их влияние на основные свойства бетона.

Ключевые слова: пеногазобетон, газообразователь, низкократная пена, пористость, форсированный способ порообразования.

Изделия из ячеистого бетона применяются в жилищном и гражданском строительстве во многих странах с различными климатическими условиями. Ячеистый бетон активно используют в Швеции, Германии, Финляндии, Норвегии, Польше и в других странах, где он остается одним из эффективных материалов для ограждающих конструкций и применяется в виде как панелей, так и мелких стеновых блоков, а также в монолитном строительстве.

Годовой объем мирового производства ячеистого бетона составляет примерно 45 млн м^3, выпускаемых на более чем 200 заводах в 50 странах (без учета России), работающих по технологиям таких фирм, как германские «Итонг» (46 заводов) и «Хебель» (31 завод), шведско-финская «Сипорекс» (33 завода), нидерландская «Калсилокс» (15 заводов) и др. Наиболее распространенная производительность этих предприятий находится в диапазоне 160–200 тыс. м^3 в год. Самый крупный ячеисто-бетонный завод производительностью 560 тыс. м^3 в год работает по лицензии фирмы «Хебель» в Венгрии [1].

Россия значительно отстает по выпуску ячеистого бетона от развитых стран Запада. В 1991 г. было выпущено 5,7 млн м^3 конструкций и изделий из ячеистого бетона. Намечалось довести его выпуск в 1995 г. до 40 млн м^3, но затем программы были свернуты, и к 2000 г. производство ячеистого бетона в Российской Федерации не превышало 4,5 млн м^3. В последние годы начинается некоторый подъем в развитии этого эффективного материала [2].

В комплексных мероприятиях по развитию промышленности стеновых материалов на период до 2012 г., разработанных Госстроем РФ, запланировано доведение объема стеновых материалов до 27–30 млрд шт., из них 5,65 млрд шт. (20,4 %) должны составить стеновые материалы на основе ячеистых бетонов [1]. Например, проектная мощность УПП «ЗСК» ОАО «Забудова» (Республика Беларусь) 200 тыс. м^3 армированных и неармированных изделий в год. В 2002 г. завод выпустил 226 тыс. м^3. В на-

© Дерябин П.П., Дерябин П.Е., 2012

стоящее время совместно с фирмой «Маза-Хенке» ведутся работы по наращиванию мощностей до 330 тыс. м^3 изделий в год. Из общего объема продукции на предприятии 50 % составляет производство бетона плотностью 400 кг/м^3. На период 1998–2015 гг. главным стеновым материалом определены ячеисто-бетонные изделия. К 2015 г. мощности по его производству должны быть увеличены в 2,1 раза [3].

Большинство предприятий России изготавливают изделия из ячеистого бетона повышенной средней плотности (600–650 кг/м^3), а иногда и сравнительно небольшой прочности. Производство стеновых изделий из ячеистого бетона средней плотностью 400–500 кг/м^3 и менее является вполне реальным при разработке новых и совершенствовании существующих технологий, а также создании наиболее эффективных порообразователей.

Перед учеными и технологами-практиками стоит задача по разработке технологии получения нового поколения ячеистых бетонов с более высокими показателями прочности и морозостойкости при низкой средней плотности. К разряду новых можно отнести форсированный способ поризации кремнеземвяжущей массы, при котором формовочная смесь на первом этапе поризуется за счет введения в ее структуру пены, а затем в поризованной массе создаются более крупные ячеистые поры с помощью газообразователей или другими методами, обеспечивающими ячеистую пористость [4].

Одной из задач при разработке пеногазобетона было сокращение расхода газообразователя, использование низкократных технических пен и получение при этом ячеистого бетона с меньшей величиной средней плотности по сравнению с автономным получением газо- и пенобетона. Расход алюминиевой пудры изменялся в диапазоне 300–600 г/м^3, а пена принималась с кратностью 10–20 ед. Подвижность шлама во всех случаях составляла 26 см (В/Т = 0,52).

В табл. 1 приведены показатели средней плотности, прочности и коэффициента конструктивного качества ячеистых бетонов в зависимости от расхода газообразователя и кратности пены. При увеличении кратности пены и расхода газообразователя средняя плотность пеногазобетона снижается незначительно (на 5–7 %), а предел прочности при сжатии резко падает (до 0,1 МПа). Установлено, что оптимальную величину средней плотности пеногазобетона (414 кг/м^3) можно получить при меньшем расходе алюминиевой пудры и при низкой кратности пены, равной 10 ед.

Таблица 1

Физико-механические показатели ячеистых бетонов

Вид бетона	Расход алюминиевой пудры, г/м^3	Кратность пены	Средняя плотность, кг/м^3	Прочность при сжатии, МПа	Коэффициент конструктивного качества	Общая пористость, %
Газобетон	300	—	820	3,2–3,50	4,08	63,9–64,8
	450	—	635	2,3–2,40	3,70	72,0–72,8
	600	—	440	1,3–1,50	3,18	80,5–81,2
Пенобетон	—	10	742	2,7–2,90	3,77	67,2–68,2
	—	15	590	1,7–1,90	3,05	74,0–74,6
	—	20	430	1,0–1,10	2,44	80,9–81,7
Пеногазобетон	300	10	414	1,2–1,40	3,14	81,3–82,8
	450	15	393	0,8–0,90	2,16	82,6–83,2
	600	20	385	0,1–0,14	0,31	82,8–83,7

При таких значениях показателей порообразователей при общей пористости, равной 81,3–82,8 %, достигается мелкая равномерно распределенная пористость в диапазоне радиусов пор 75–77500 Å (0,0075–7,75 мкм) (рис. 1, *а*).

Текстурные характеристики образцов исследовались на ртутном порометре «Porosimeter–2000» (фирма «Fisons», Италия) по измерению кривых вдавливания ртути. Для сравнения использовалась порометрия газобетонного образца (рис. 1, *б*). Характерным отличием газобетонного композита является наличие бидисперсии, т.е. наличие двух экстремумов по содержанию пор различных радиусов, так первый содержит размеры пор с радиусом от 450 до 770 Å (0,045–0,077 мкм), а второй — от 10000 до 12500 Å (1,00–1,25 мкм). У пеногазобетонного образца экстремум смещается в сторону меньших радиусов, наблюдается наиболее равномерная пористость и увеличение количества мезопор, что благоприятно отражается на теплофизических свойствах пеногазобетона (см. рис. 1, *а*). Характеристика пористой структуры образцов приведена в табл. 2. Классификация пор производилась по международной системе IUPAC.

Диаметры мезо- и макропор у пеногазобетона по сравнению с газобетоном несколько меньше, а суммарный объем всех пор больше, что свидетельствует о большей величине общей пористости пеногазобетонных образцов и что также указывает на улучшение теплофизических свойств пеногазобетона (см. табл. 2). Характер пористости и минералогический

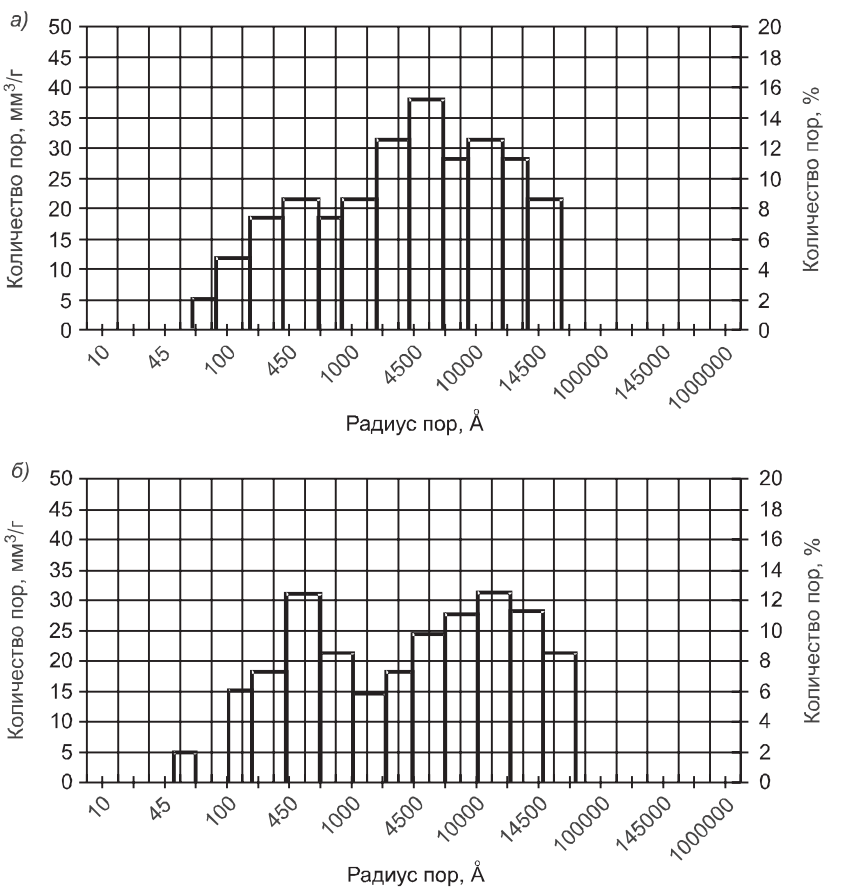


Рис. 1. Распределение пор в пеногазобетоне (*а*) и газобетоне (*б*)

Таблица 2

Характеристики пористой структуры образцов по данным ртутной порометрии

Вид бетона	Общая площадь пор, $м^2/г$	Макропоры			Мезопоры			Суммарный объем пор, $см^3/г$
		объем, $см^3/г$	площадь, $м^2/г$	диаметр, нм	объем, $см^3/г$	площадь, $м^2/г$	диаметр, нм	
Газобетон	5,99	0,195	2,22	351	0,027	3,77	28,6	0,222
Пеногазобетон	8,31	0,195	2,86	272,7	0,028	5,45	20,6	0,223

состав пеногазобетона обеспечивают требуемую ГОСТом морозостойкость [1, 2].

Для более полного изучения пеногазобетона необходимо рассмотреть вопрос об однородности образцов по сечению, для этого было сделано несколько фотоснимков пористой структуры образцов с различным увеличением, полученных химическим и форсированным способами порообразования.

Исследование пористой структуры ячеистого бетона производилось при помощи сканирующего микроскопа МБИ-15 при 2,7; 5 и 70-кратном увеличении. Пеногазобетон по сравнению с газобетоном обладает наиболее мелкой равномерно распределенной пористой структурой. Газобетон характеризуется большим количеством крупных пор, полученных в результате их коалесценции, что подтверждают фотоснимки, сделанные при помощи микроскопа (рис. 2 и 3). При более детальном изучении этих структур подтвердилась гипотеза получения пор правильной шаровидной формы с использованием форсированного способа порообразования, что хорошо видно при разрезе изделия как вдоль, так и поперек (рис. 4 и 5). Игольчатое кристаллическое строение структуры свидетельствует о продуктах твердения, образовавшихся при гидратации цемента.

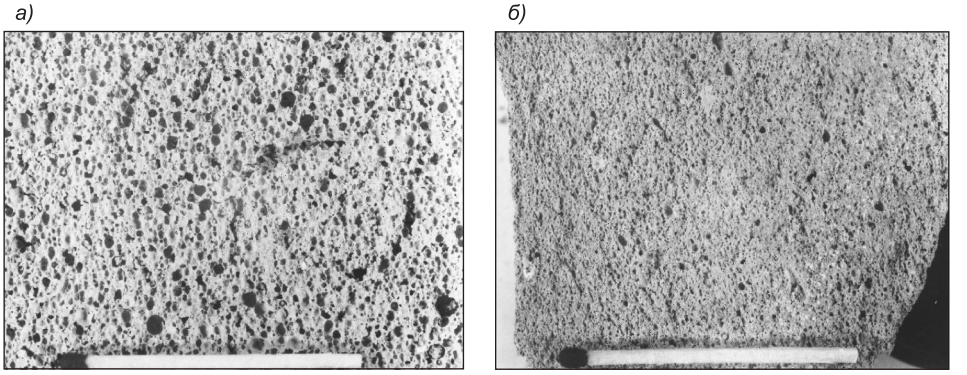


Рис. 2. Структура ячеистого бетона с 2,7-кратным увеличением
а — газобетон; *б* — пеногазобетон

В газобетоне помимо светлых пор наблюдаются темные, это говорит о том, что поры уходят в глубь изделия, следовательно, он обладает большей величиной радиуса пор по сравнению с пеногазобетоном. Кроме того, на снимке газобетонного образца при 70-кратном увеличении хоро-

[1] Дерябин П.П. Влияние состава и технологии приготовления ячеистого бетона на его минералогический состав // Развитие дорожно-транспортного комплекса и строительной инфраструктуры на основе рационального природопользования. Омск: Изд-во СибАДИ, 2007. Кн. 2. С. 95–101.

[2] Дерябин П.П. Минералогический состав ячеистых бетонов на основе нетрадиционного сырья // Межвузовский сборник трудов молодых ученых, аспирантов и студентов. Омск: СибАДИ, 2008. Вып. 5. Ч. 1. С. 74–79.

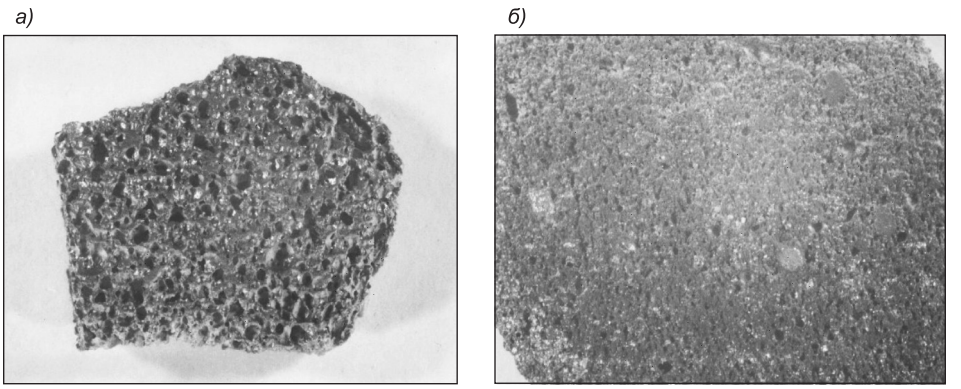


Рис. 3. Структура ячеистого бетона с 5-кратным увеличением
а — газобетон; *б* — пеногазобетон

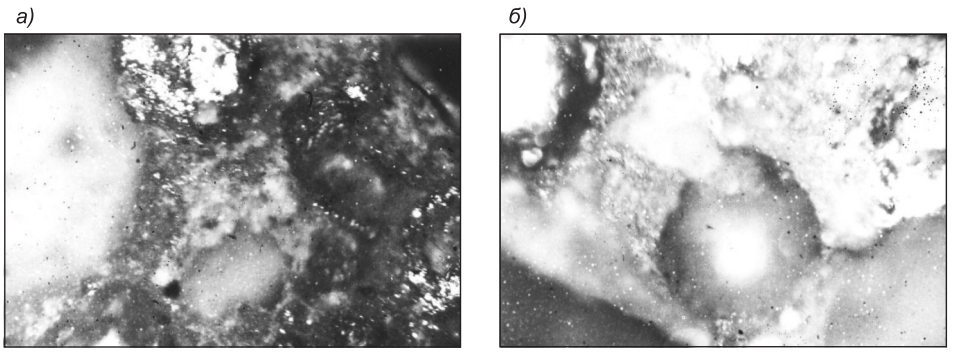


Рис. 4. Структура ячеистого бетона с 70-кратным увеличением при поперечном разрезе
а — газобетон; *б* — пеногазобетон

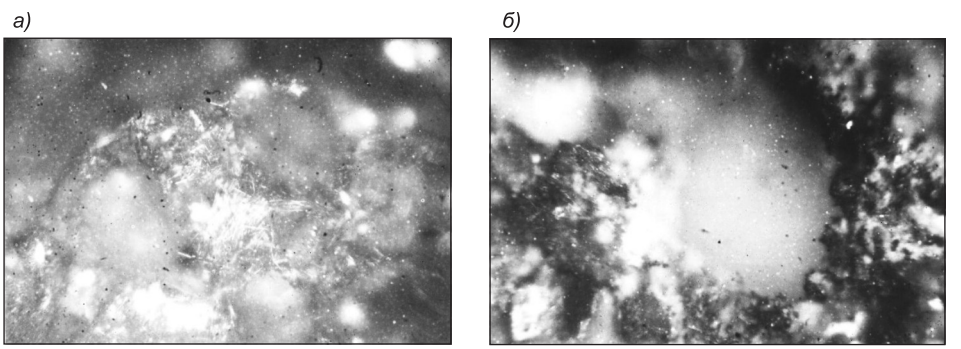


Рис. 5. Структура ячеистого бетона с 70-кратным увеличением при продольном разрезе
а — газобетон; *б* — пеногазобетон

шо видны разрушившиеся межпоровые перегородки в период созревания массива и слияния (коалесценции) двух пор в одну, более крупную, что отрицательно сказывается на строительно-эксплуатационных свойствах газобетона (см. рис. 4).

Таким образом, пеногазобетон обладает более мелкой равномерной пористостью, при этом поры имеют правильную шаровидную форму, что положительно влияет на физико-механические и теплотехнические свойства изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Гудков, Ю.В. Стеновые материалы на основе ячеистых бетонов [Текст] / Ю.В. Гудков, А.А. Ахундов// Строит. материалы. — 2004. — № 1. — С. 9–10.

2. Граник, Ю.Г. Ячеистый бетон в жилищно-гражданском строительстве [Текст] / Ю.Г. Граник // Строит. материалы. — 2003. — № 3. — С. 2–6.
3. Сажнев, Н.П. Производство, свойства и применение ячеистого бетона автоклавного твердения [Текст] / Н.П. Сажнев, Н.К. Шелег, Н.Н. Сажнев // Строит. материалы. — 2004. — № 3. — С. 2–6.
4. Дерябин, П.Е. Влияние рецептурно-технологических факторов на реологические свойства пеногазобетонной смеси [Текст] / П.Е. Дерябин, П.П. Дерябин // Изв. вузов. Строительство. — 2006. — № 1. — С. 32–35.

ДЕРЯБИН Павел Павлович, канд. техн. наук, доц.
Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия (СибАДИ), г. Омск
ДЕРЯБИН Павел Ермилович, канд. физ.-мат. наук, доц.
Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия (СибАДИ), г. Омск

Получено 20.04.12

Deryabin Pavel Pavlovich, candidate of technical sciences, assistant professor, the Siberian State Automobile and Highway Academy, Omsk, Russia
Deryabin Pavel Ermilovich, candidate of physical and mathematical sciences, assistant professor, the Siberian State Automobile and Highway Academy, Omsk, Russia

THE STRUCTURE AND NATURE OF THE CELLULAR CONCRETE POROSITY DERIVED BY DIFFERENT MEANS OF PORE FORMATION

The comparative estimate of porosity character of the cellular concrete derived by using chemical, mechanical and forced methods of porosity the siliceous mass and its influence on the general properties of concrete is described.

Key words: foamed concrete, gasifier, low multiple foam, porosity, forced method of pore formation.

REFERENCES

1. Gudkov, Yu.V. Wallings on base of cellular concrete [Text] / Yu.V. Gudkov, A.A. Ahundov // Building materials. — 2004. — N 1. — P. 9–10.
2. Granik, Yu.G. Cellular concrete in construction engineering [Text] / Yu.G. Granik // Building materials. — 2003. — N 3. — P. 2–6.
3. Sagnev, N.P. Production, properties and application of autoclaved cellular concrete [Text] / N.P. Sagnev, N.K. Heleg, N.N. Sagnev // Building materials. — 2004. — N 3. — P. 2–6.
4. Deryabin, P.E. Influence of prescription and technological factors on reological characteristics of the foamed concrete compound [Text] / P.E. Deryabin, P.P. Deryabin // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2006. — N 1. — P. 32–35.

УДК 691.55:666.9

В.И. ЛОГАНИНА, Э.Р. АКЖИГИТОВА

ДЕКОРАТИВНЫЕ СУХИЕ СТРОИТЕЛЬНЫЕ СМЕСИ НА ОСНОВЕ ЦВЕТНЫХ ПЕСКОВ

Рассматривается возможность применения цветных песков в качестве наполнителя в сухих строительных смесях. Исследовано влияние вида песка на показатели прочности известковых композитов. Определен коэффициент формы и шероховатости поверхности цветных песков.

Ключевые слова: сухие строительные смеси, наполнитель, форма зерен, прочность, реология.

В связи с интенсивным развитием производства и расширением ассортимента сухих строительных смесей (ССС) актуальным является использование в рецептуре цветных песков, что позволяет расширить цветовую гамму этих смесей. Нами исследовались добавки цветных песков Пензенской области, которые представлены Нижне-Аблязовским и Старо-Славкинским месторождениями. Пески Нижне-Аблязовского месторождения представляют собой мелкозернистую смесь песка и глины, имеющую красно-коричневый цвет. Содержание пигмента в песке составляет 97 кг/м^3. Исследуемая смесь характеризуется следующим составом (% по объему): глинистых частиц — 11, песчаных — 77, пылеватых — 12 и относится к легким суглинкам. Химический состав песков представлен следующим соотношением основных компонентов (%): SiO_2 — 89,34–95,48; Al_2O_3 — 2,45–5,06; Fe_2O_3 — 0,40–4,72; TiO_2 — 0,28–0,34; CaO — 0,65–1,4; MgO — 0,18–0,32; H_2O — 0,11–0,39; п.п.п. — 0,32–1,10. Запасы песков 82 тыс. т.

Старо-славкинский песок имеет следующий минеральный состав (%): глауконита — более 30, кварца — более 40, глинистых минералов — более 30. Цвет данных песков колеблется от светло-зеленого до зеленого.

Таблица 1

Содержание фракций нижне-аблязовского, старо-славкинского песков, %

Фракция	Песок	
	нижне-аблязовский	старо-славкинский
Больше 2,5	—	1,7
2,5–1,25	—	0,7
1,25–0,63	—	2,8
0,63–0,315	0,8	42,5
0,315–0,14	75,7	48,4
Меньше 0,14	23,5	3,9

Гранулометрический состав песков Нижне-Аблязовского и Старо-Славкинского месторождений представлен в табл. 1.

При разработке рецептуры ССС оптимизация гранулометрического состава наполнителя состояла в подборе соотношений между основными фракциями песка. Выбор того или иного соотношения между фракциями песка зависел от значения насыпной плотности [1]. Установлено, что песок Нижне-Аблязовского месторождения при соотношении фракций 0,63–0,315 : 0,315–0,14 соответственно 70 : 30 % обладает наибольшей насыпной плотностью, составляющей 1410,9 кг/м^3.

© Логанина В.И., Акжигитова Э.Р., 2012

Учитывая, что содержание фракции 0,63–0,315 — всего лишь 0,8 %, принято решение о применении песка фракции 0,63–0,14 с насыпной плотностью 1304,7 кг/м^3.

Для сравнения в качестве наполнителя в ССС использовали кварцевый песок Ухтинского месторождения, состоящий из фракций 0,63–0,315 и 0,315–0,14 с соотношением соответственно 80 : 20 %. В качестве вяжущего применяли гашеную известь 2-го сорта с активностью 84 %.

В табл. 2 приведены числовые значения прочности при сжатии образцов известкового композита, твердевших в воздушно-сухих условиях при температуре воздуха 18–20 °С и относительной влажности 50–67 %.

Таблица 2

Влияние вида и содержания заполнителя на прочность известковых композитов

Состав	В/И	Прочность при сжатии, $R_{сж}$, МПа
И : нижне-аблязовский песок = 1 : 2	1,4	1,47
И : нижне-аблязовский песок = 1 : 3	1,4	1,45
И : нижне-аблязовский песок = 1 : 4	1,4	1,38
И : нижне-аблязовский песок = 1 : 4 + С-3 (2 %)	1,06	2,65
И : нижне-аблязовский песок = 1 : 4 + Melflux 2651 F (0,7 %)	1,22	2,05
И : ухтинский песок = 1 : 2	1,4	1,07
И + ухтинский песок = 1 : 3	1,4	0,89
И : ухтинский песок = 1 : 4	1,4	0,84
И : ухтинский песок = 1 : 4 + С-3 (2 %)	1,06	2,38

Анализ экспериментальных данных свидетельствует, что образцы известкового композита на основе составов с применением нижне-аблязовского песка обладают более высоким значением прочности при сжатии, составляющим при водоизвестковом отношении В/И = 1,4 и соотношении известь : песок = 1 : 4 $R_{сж}$ = 1,38 МПа, в то время как при применении ухтинского песка — 0,84 МПа. Аналогичные закономерности характерны и для других соотношений известь : песок.

На наш взгляд, более высокие значения прочности известкового композита с нижне-аблязовским песком обусловлены различной формой зерен.

Оценку качества поверхности песка оценивали фактором Хейвуда [2]. Фактор Хейвуда (Heywoodfaktor) представляет собой параметр, определяемый как отношение измеренной удельной поверхности к удельной поверхности, рассчитанной исходя из представлений об эквивалентном диаметре частиц в виде правильных сфер. Такая методика соответствует оценке коэффициента угловатости формы зерен песка [3].

Коэффициент угловатости определяли по формуле:

$$K_{уг} = \frac{S_{факт}}{S_т}, \qquad (1)$$

где $S_{факт}$ — фактическая удельная поверхность, м^2/кг;
$S_т$ — теоретическая удельная поверхность, м^2/кг.

Теоретическую удельную поверхность песка рассчитывали по формуле:

$$S_т = \frac{6}{\rho}\sum_{i=1}^{i=n}\frac{X_i}{D_i}, \qquad (2)$$

где ρ — теоретическая плотность зерен кварцевого песка, кг/м^3;

X_i — доля песка на (i) сите от общей массы песка, взятой для определения гранулометрического состава;
D_i — средний диаметр зерен одной фракции, м, вычисленной по формуле:

$$D_i = \frac{D_n + D_{n+1}}{2}, \quad (3)$$

где D_n — размер ячейки сита, через которое прошла фракция песка, м;
D_{n+1} — размер ячейки сита, на котором фракция песка осталась, м.

Фактическая удельная поверхность песка определялась методом БЭТ [4]. Результаты испытаний и расчетов приведены в табл. 3.

Таблица 3

Значения фактора Хейвуда для различных песков

Материал	Фактическое значение удельной поверхности материала по методу БЭТ, $м^2/кг$	Теоретическое значение удельной поверхности, $м^2/кг$	Фактор Хейвуда
Ухтинский песок без просева	800,00	776,35	1,03
Ухтинский песок фракций 0,63–0,315 и 0,315–0,14 с соотношением соответственно 80 : 20 %	700,00	582,39	1,20
Нижне-аблязовский песок без просева	2800,00	1511,87	1,85
Нижне-аблязовский песок фракций 0,63–0,14	2000,00	986,50	2,03

Установлено, что коэффициент угловатости зерен песка Нижне-Аблязовского месторождения составляет 1,85–2,03, что характеризует его более развитую поверхность по сравнению с ухтинским песком. Шероховатая поверхность песка Нижне-Аблязовского месторождения способствует формированию более высокой прочности известкового композита. Приведенные в табл. 2 данные свидетельствуют, что с увеличением содержания заполнителя влияние формы и шероховатости поверхности песка проявляется в большей степени. Увеличение прочности при сжатии известкового композита при содержании известь : песок = 1 : 2 при использовании нижне-аблязовского песка по сравнению с ухтинским составляет 37 %, а при соотношении известь : песок = 1 : 4 – 64 %.

Характер формы и шероховатость поверхности зерен обусловливают и различные значения реологических характеристик известковых составов. Так, предельное напряжение сдвига τ известкового состава известь : ухтинский песок = 1 : 4 при водоизвестковом отношении В/И = 1,4 составляет $\tau = 2{,}48 \cdot 10^{-2}$ кПа, а при использовании нижне-аблязовского песка — $\tau = 4{,}4 \cdot 10^{-2}$ кПа. Введение в рецептуру пластификатора С-3 в количестве 2 % от массы извести способствует уменьшению пластической прочности, однако влияние формы и шероховатости песка сохраняется. Пластическая прочность композита известь : нижне-аблязовский песок = 1 : 4 при В/И = 1,4, добавка С-3 составляет $\tau = 2{,}2 \cdot 10^{-2}$ кПа, а с ухтинским песком — $\tau = 1{,}1 \cdot 10^{-2}$ кПа.

Известковые составы с применением цветных песков Нижне-Аблязовского месторождения характеризуются высокой водоудерживающей способностью, составляющей 98 %. Сроки высыхания до степени 5 колеблются от 25 до 35 мин. Покрытия на основе таких составов имеют высокие декоративные свойства, характеризуются матовым терракотовым цветом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Рубцова, В.Н. Оптимизация минеральной части сухих строительных смесей [Текст] / В.Н. Рубцова, С.А. Дергунов // Сб. тез. докл. 3-й Междунар. конф. BaltiMix. — СПб., 2003. — С. 41–46.
2. Старк, У. Новые методы измерения размера зерен и формы микро-Марко [Текст] / У. Старк, М. Рейнольд, А. Мюллер // 15-я Междунар. конф. IBAUSIL. — Веймар, 2003. — С. 1-1369–1-1380.
3. ГОСТ 29234.12. Пески формовочные. Метод определения формы зерен песка. — М. : Изд-во стандартов, 1992. — 6 с.
4. Гаврилов, В.Ю. Физико-химические основы адсорбционного анализа дисперсных и пористых материалов : учеб. пособие [Текст] / В.Ю. Гаврилов. — Новосибирск : Изд-во НХТК, 2007. — 66 с.

ЛОГАНИНА Валентина Ивановна, д-р техн. наук, проф.; E-mail: loganin@mail.ru
Пензенский государственный университет архитектуры и строительства
АКЖИГИТОВА Эльвира Ринатовна, асп.; E-mail: marat999192@mail.ru
Пензенский государственный университет архитектуры и строительства

Получено 26.04.12

Loganina Valentina Ivanovna, doctor of technical sciences, professor; E-mail: loganin@mail.ru, Penza State University of Architecture and Construction, Russia
Akzhigitova Elvira Rinatovna, post-graduate student; E-mail: marat999192@mail.ru, Penza State University of Architecture and Construction, Russia

DECORATIVE DRY MIXES ON THE BASIS OF LOCAL MATERIALS

The possibility of the use of colored sands deposits as a placeholder in a dry building mixtures. The influence of type of sand on the durability performance of lime composites. Determined the shape factor and surface roughness of colored sand.

Key words: dry mix, aggregate, grain shape, strength, rheology.

REFERENCES

1. Rubtsova, V.N. Optimization of the mineral part of dry mixes [Text] / V.N. Rubtsova, S.A. Dergunov // Abstracts of the International Conference of 3rd BaltiMix. — SPb., 2003. — P. 41–46.
2. Stark, Y. New methods for measuring grain size and shape of the micro-Marco [Text] / Y. Stark, M. Reynolds, A. Muller // 15 th International Conference IBAUSIL. — Weimar, 2003. — P. 1-1369–1-1380.
3. State Standard 29234.12. Molding sands. The method of determining the shape of the grains of sand. — M. : Standards Publ. House, 1992. — 6 p.
4. Gavrilov, V.Yu. Physico-chemical basis of the analysis of the adsorption of disperse and porous materials : textbook [Text] / V.Yu. Gavrilov. — Novosibirsk : Publishing NHTK, 2007. — 66 p.

УДК 691.618.93

А.Е. БУРУЧЕНКО, А.А. СЕРЕДКИН

ПЕНОСТЕКЛО НА ОСНОВЕ ШЛАКА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКИ И ФОРМОВОЧНЫХ ЗЕМЕЛЬ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Приведены результаты исследования по использованию шлака ТЭЦ и формовочных земель машиностроения для производства теплоизоляционных материалов. Вспенивание стеклопорошка на основе шлака и формовочных земель позволяет получать пеностекло, обладающее высокими теплоизоляционными и физико-механическими свойствами.

Ключевые слова: пеностекло, стеклобой, стеклогранулят, составы, режим вспенивания.

В настоящее время наблюдается повышенный интерес к перспективным теплоизоляционным материалам, применение которых позволит эффективно решать проблемы тепловой защиты зданий и сооружений. Одним из таких материалов является пеностекло, обладающее высокими теплоизоляционными характеристиками, негорючестью, долговечностью и надежностью [1]. Для производства пеностекла в большинстве случаев применяется стекло, изготовленное из природного сырья, или бой бутылочного, тарного или листового стекла [2].

В качестве природного сырья используют в основном кварцевый песок, известняк и соду, из которых варится стекло при температурах 1450–1500 °С, а затем готовится стеклогранулят. Стоимость пеностекла на основе природного сырья высока, сбор боя стекла не позволяет организовать производство в больших объемах, поэтому экономически целесообразно получать стеклогранулят из более дешевых сырьевых материалов [3].

В данной работе в качестве основного сырья для получения стеклогранулята использовался шлак от сжигания угля Канско-Ачинского бассейна на Красноярской ТЭЦ-2. В необходимом количестве добавлялись кремнеземсодержащие формовочные земли ОАО «Сибтяжмаш» и сода. Формовочные земли вводились для увеличения содержания стеклофазы, сода — для снижения температуры плавления.

Химические составы исходного сырья представлены в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав исходного сырья, %

Сырье	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	Na_2O	K_2O
Шлак Красноярской ТЭЦ-2	60,80	6,70	9,20	20,90	1,60	0,30	0,50
Кремнеземсодержащие формовочные земли	95,54	3,06	1,23	0,17	—	—	—

Исследования минералогического состава шлака показали, что кристаллическая фаза в нем практически отсутствует, так как на рентгенограммах просматриваются только слабые пики кварца (d = 4,03; 3,34 Å). Аморфная фаза составляет порядка 50–70 %. На кривых ДСК, ТГ, ДТГ шлака, снятых на дериватографе NETZSCHSTA 449 F1 Jupiter, сущест-

© Бурученко А.Е., Середкин А.А., 2012

Таблица 2

Массовое содержание компонентов, %

№ состава	Шлак Красноярской ТЭЦ-2	Формовочные земли	Сода
1	55	25	20
2	45	25	30
3	35	25	40
4	50	30	20
5	40	30	30
6	30	30	40
7	45	35	20
8	35	35	30
9	25	35	40
10	40	40	20
11	30	40	30
12	20	40	40

венных эффектов не наблюдается. Отмечается только выход адсорбционной воды в интервале 20–310 °С с максимумом при 72,7 °С.

Для получения пеностекла исследовали стекла, сваренные из составов с различным содержанием шлака Красноярской ТЭЦ-2 (от 20 до 55 %), кремнеземсодержащих формовочных земель (от 25 до 40 %) и соды (от 20 до 40 %) (табл. 2). Расчетные химические составы шихт для получения стекол приведены в табл. 3.

Для установления оптимальной температуры варки стекла из рассматриваемых составов шихт были произведены теоретические расчеты по определению нахождения фигуративных точек на диаграммах $SiO_2 - Al_2O_3 - CaO$ и $SiO_2 - Al_2O_3 - Na_2O$. Как видно из рис. 1 эти точки на диаграмме $SiO_2 - Al_2O_3 - CaO$ расположены в области плавления тридимита и волластонита вблизи изотерм 1400 °С, а на диаграмме $SiO_2 - Al_2O_3 - Na_2O$ — в области плавления дисиликата натрия ($Na_2O \cdot 2SiO_2$) и метасиликата натрия ($Na_2O \cdot SiO_2$) вблизи изотерм 800–1000 °С.

Таблица 3

Химический состав шихт, %

№ состава	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	Na_2O	K_2O
1	62,69	4,87	5,87	12,62	0,96	12,69	0,30
2	58,79	4,34	5,10	10,84	0,83	19,84	0,26
3	54,49	3,75	4,26	8,88	0,68	27,73	0,21
4	64,59	4,67	5,43	11,48	0,87	12,67	0,27
5	60,79	4,13	4,65	9,65	0,73	19,83	0,23
6	56,59	3,53	3,78	7,63	0,58	27,71	0,18
7	66,49	4,47	5,00	10,35	0,79	12,66	0,25
8	62,78	3,92	4,19	8,46	0,64	19,81	0,20
9	58,69	3,31	3,29	6,38	0,48	27,70	0,15
10	68,39	4,27	4,56	9,22	0,70	12,64	0,22
11	64,77	3,71	3,73	7,27	0,55	19,79	0,17
12	60,78	3,09	2,81	5,13	0,39	27,68	0,12

Для определения температуры появления жидкой фазы и исследования динамики нарастания расплава были построены кривые плавкости в системах $SiO_2 - Al_2O_3 - Na_2O$ и $SiO_2 - Al_2O_3 - CaO$. Кривые плавкости в системе $SiO_2 - Al_2O_3 - Na_2O$ показали (рис. 2), что температура появления жидкой фазы низкая и равна ≈750 °С, а интервалы плавления для разных составов лежат в пределах 750–1020 °С. Из кривых плавкости видно, что скорость и интервал образования расплава в шихте возрастают с увеличением в ней кремнеземистой составляющей. При этом температура, при которой достигается полное плавление шихты, повышается.

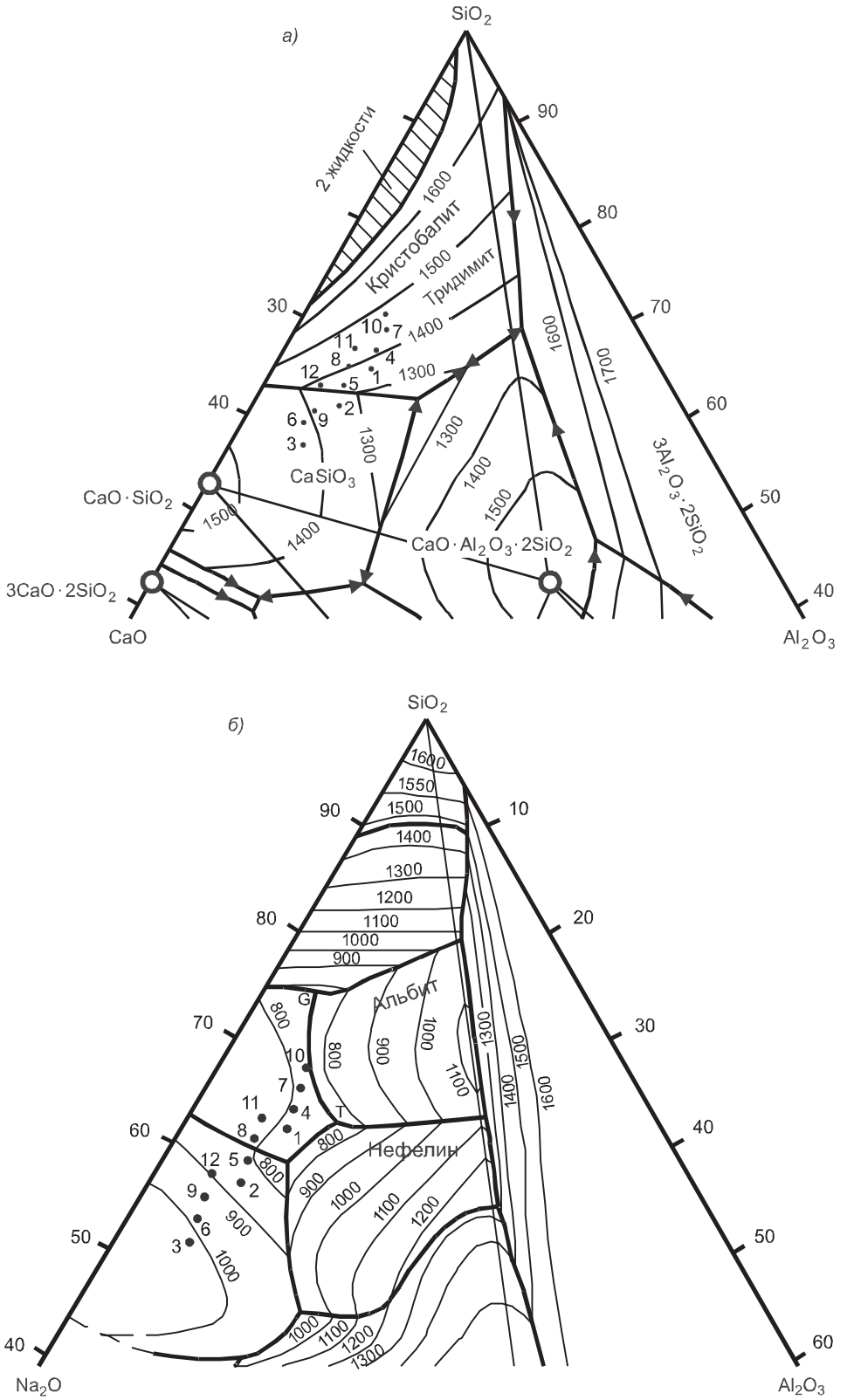


Рис. 1. Отображение точек разработанных составов на диаграммах $SiO_2 - Al_2O_3 - CaO$ (*а*) и $SiO_2 - Al_2O_3 - Na_2O$ (*б*)

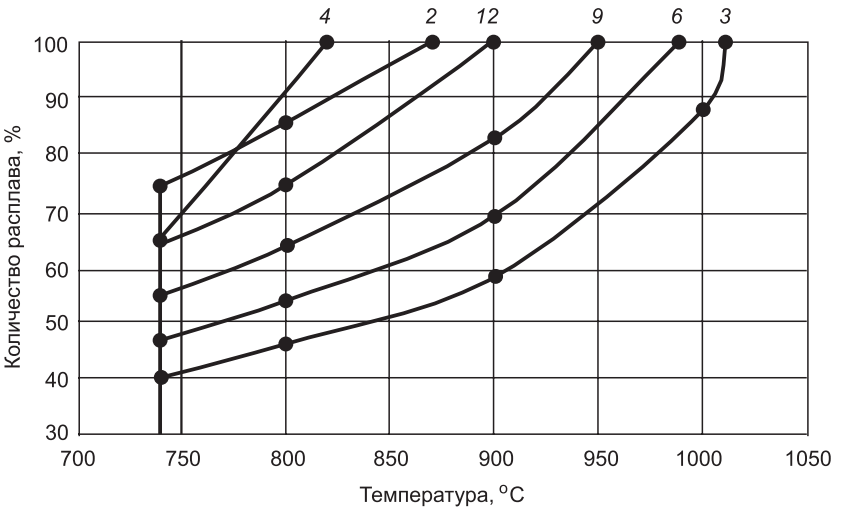


Рис. 2. Кривые плавкости составов № 2, 3, 4, 6, 9, 12

Кривые плавкости, построенные в системе $SiO_2 - Al_2O_3 - CaO$, а также проведенные эксперименты, показали, что стекла из разных составов хорошо провариваются при 1330–1350 °С с выдержкой в течение 30–40 мин. Так, для состава № 2 с содержанием 25 % формовочных земель полное плавление шихты достигается при 1340 °С, а для состава № 12 с содержанием 40 % формовочных земель — при 1400 °С.

Сваренные стекла выливали в воду, а затем измельчали до удельной поверхности 5000–6000 $см^2/г$. Полученное стекло исследовалось на возможность его кристаллизации при нагреве. С этой целью температура поднималась до 800 °С, при которой делалась выдержка 60 мин. На снятых рентгенограммах кристаллическая фаза отсутствует. Она появляется в виде диопсида и анортита, когда содержание шлака в шихтах снижается до 30 %, а количество формовочных земель и соды превышает 35 %.

В полученный стекольный порошок в качестве газообразователя вводили природный графит в количестве 2–3 %. Смесь измельченного стекла и газообразователя помещали в форму, нагревали до 800–900 °С со скоростью 10–20 °С/мин и выдерживали при конечной температуре до окончания процесса вспенивания в течение 40–60 мин. Вспененное стекло быстро охлаждали до 700 °С для стабилизации поровой структуры. После 700 °С охлаждение производилось вместе с печью.

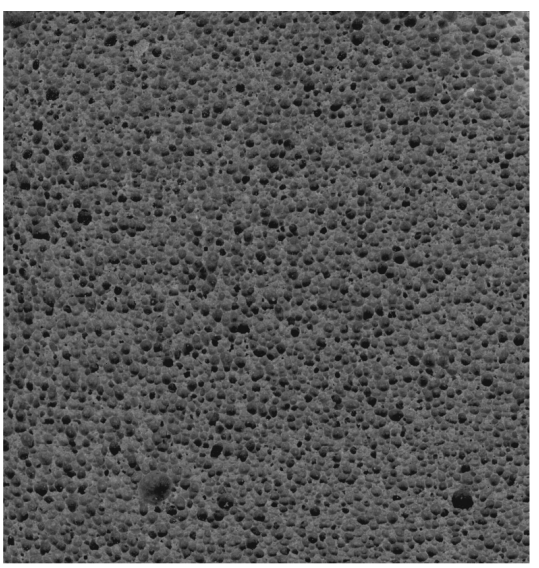


Рис. 3. Фотография полученного пеностекла

Из исследуемых составов наиболее высокие теплоизоляционные и физико-механические свойства у составов № 2, 5, 11. Для них плотность лежит в пределах 200–380 $кг/м^3$, прочность — 0,67–0,99 МПа, теплопроводность — 0,032–0,041 $Вт/(м \cdot °С)$. Диаметр пор 0,5–5,0 мм (рис. 3).

Таким образом, на основании исследований, установлена возможность получения пеностекла с хорошими теплоизоляционными и физико-механическими свойствами из стеклогранулята, изготовленного на основе шлака от сжигания угля и формовочных земель машиностроения. Использование отходов промышленности для производства пеностекла позволит снизить стоимость выпускаемой продукции и решить, в определенной степени, вопросы охраны окружающей среды.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Лотов, В.А. Формирование пористой структуры пеносиликатов на основе жидкостекольных композиций [Текст] / В.А. Лотов, В.А. Кутугин // Стекло и керамика. — 2008. — № 1. — С. 6–10.
2. Казьмина, О.В. Температурные режимы получения гранулята для пеностеклокристаллических материалов в зависимости от состава шихты [Текст] / О.В. Казьмина, В.И. Верещагин, А.Н. Абияка, А.В. Мухортова, Ю.В. Поплетиева // Стекло и керамика. — 2009. — № 5. — С. 26–29.
3. Бурученко, А.Е. Использование природного и вторичного сырья Сибири в производстве керамических, стеклокристаллических и теплоизоляционных материалов [Текст] / А.Е. Бурученко, С.И. Мушарапова, А.А. Середкин // Докл. (материалы) 16-й Междунар. науч.-практ. конф., Абакан, 4–6 окт. 2010 г. — Абакан, 2010.

БУРУЧЕНКО Александр Егорович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: fizika4ifp@yandex.ru
Сибирский федеральный университет, г. Красноярск
СЕРЕДКИН Александр Александрович, асп.; E-mail: fizika4ifp@yandex.ru
Сибирский федеральный университет, г. Красноярск

Получено 06.04.12

Buruchenko Alexandr Egorovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: fizika4ifp@yandex.ru, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia
Seredkin Alexandr Alexandrovich, post-graduate student; E-mail: fizika4ifp@yandex.ru, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

FOAMGLASS IS ON THE BASIS OF THERMAL POWER SLAG AND MOLDING GROUND ENGINEERING

The article presents the results of the use of heat electropower station's slag and molding ground engineering for the production of heat-insulating materials. The effervescence of glass powder is obtained from the slag and molding ground. It makes it possible to get the foamglass having a high heat-insulating and physical and mechanical properties.

Key words: foamglass, glass, granulated glass, composition, conditions of the effervescence.

REFERENCES

1. Lotov, V.A. The formation of porous structure of silica foam based on the sodium silicate compositions [Text] / V.A. Lotov, V.A. Kutugin // Glass and keramika. — 2008. — N 1. — P. 6–10.
2. Kazmina, O.V. Temperature conditions to obtain the granule for crystalline foamglass materials that depend on the composition of the charge [Text] / O.V. Kazmina, V.I. Vereshchagin, A.N. Abiyaka, A.V. Mukhortova, Yu.V. Popletieva // Glass and keramika. — 2009. — N 5. — P. 26–29.
3. Buruchenko, A.E. The use of natural and recyclable materials of the Siberia for the production of ceramic, crystalline glass and heat-insulating materials [Text] / A.E. Buruchenko, S.I. Musharapova, A.A. Seredkin // Materials of the 16-th International Scientific Conference, Abakan, 4–6 October, 2010. — Abakan, 2010.

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 627.84.001.24

С.А. ПИЯВСКИЙ, С.В. ЕВДОКИМОВ

ОБОСНОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ ВОДОПРОПУСКНЫХ ГИДРОТЕХНИЧЕСКИХ СООРУЖЕНИЙ В УСЛОВИЯХ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТИ

Отмечается существенное влияние конструкции водопропускных сооружений на стоимость возведения гидротехнических узлов. В условиях неопределенности и необходимости учета влияния разных факторов, имеющих различную природу, выбор рациональной конструкции водопропускных сооружений предложено производить с использованием метода принятия многокритериальных решений ПРИНН.

Ключевые слова: гидротехнические сооружения, водопропускные сооружения, обоснование конструкций, неопределенные условия.

Современное мировое сообщество хорошо понимает, какую огромную роль в его существовании занимают водные ресурсы, особенно пресные водные запасы. Весьма большую долю запасов пресной воды имеют реки. По данным российских экспертов, объем воды в реках составляет 4,5 тыс. км^3. При этом на крупные реки приходится 3,2 тыс. км^3 [1].

Следует отметить, что вода в реках используется различными водопользователями не только как источник пресного водопотребления, но и для выработки электроэнергии гидроэлектрическими станциями, водного транспорта, нужд рыбного хозяйства, рекреации и др. Для этих целей освоено и широко используется регулирование водного стока при помощи гидротехнических узлов (гидроузлов). Гидротехнические сооружения комплексных гидроузлов за счет подъема уровня воды в реке создают водохранилища, вода которых и используется в тех или иных целях. Важнейшая задача при эксплуатации такого водохозяйственного объекта состоит в рациональном и эффективном использовании водных запасов.

Водопропускное сооружение гидроузла является очень важным и ответственным сооружением комплексного объекта, поскольку именно оно предназначено для регулирования сбрасываемых в нижний бьеф паводковых расходов. В ряде случаев через эти сооружения производят также пропуск судоходных или санитарных расходов воды.

Водопропускные сооружения характеризуются существенными габаритными размерами и предусматривают размещение водосбросных водоводов или галерей, имеют механическое регулирующее и подъемно-транспортное оборудование. В связи с этим они в значительной степени влияют на общую стоимость возведения гидроузла, а следовательно, и его экономическую эффективность.

При обосновании конструкций водопропускных сооружений гидроузла, конечно же, важная роль принадлежит технико-экономической оценке возможных вариантов конструктивных решений. Однако не всегда

© Пиявский С.А., Евдокимов С.В., 2012

влияющие на конструкцию этих элементов факторы можно оценить в денежном эквиваленте. Дело в том, что конструктивные параметры определяют также степень воздействия на окружающую природную среду, рекреационную привлекательность объекта и другие факторы.

Анализ особенностей воздействия гидротехнических сооружений и их параметров на окружающую среду показал, что большую роль играют принятые решения об их расположении и конструктивном исполнении. На этапе проектирования водопропускных гидротехнических сооружений существенный вклад в инженерное управление экологической обстановкой обеспечивается за счет: правильного выбора расположения этих сооружений относительно берегов и других сооружений гидроузла с учетом экологических и социальных факторов; эколого-экономического подхода при обосновании основных параметров водопропускных сооружений; применения новых перспективных технических решений конструктивных элементов водопропускных сооружений. В частности, имеется значительное число новых технических решений, касающихся уменьшения такого негативного фактора гидротехнического строительства, как изменение температурного режима в нижнем бьефе гидроузла. С целью сохранения естественного режима в конструкции водоприемного участка водопропускного сооружения предлагается устанавливать переливную стенку, которая обеспечит забор воды из водохранилища преимущественно из верхних слоев. Благодаря водопереливной стенке в нижний бьеф будет поступать вода с поверхности водоема, где она в летние месяцы наиболее прогрета, а в зимние месяцы охлаждена. Таким образом, обеспечиваются приближение температурного режима к естественному и снижение экологического ущерба.

Другим примером сохранения окружающей среды могут служить конструктивные решения. Так, в случае применения конструкций водопропускного сооружения, предусматривающего насыщение водного потока воздухом, повышаются качественные характеристики воды. Особенно актуальны такие предложения для гидроузлов с крупными водохранилищами.

Приведенные примеры свидетельствуют о том, что принятие наиболее рационального конструктивного решения водопропускного сооружения требует учета разнокачественных факторов, имеющих различную природу и измеряемых в различных шкалах — как в полностью упорядоченных (количественных), так и в порядковых (качественных). Невозможность с абсолютной уверенностью соразмерить эти факторы создает неопределенность. Чтобы обоснованно принять решение в условиях неопределенности, необходимо использовать современные методы принятия многокритериальных решений. Спектр таких методов достаточно широк (см., например, [2]).

В табл. 1 представлена сравнительная характеристика эффективности использования ряда методов принятия многокритериальных решений, разработанная в [3]. Как следует из таблицы, наиболее эффективен метод ПРИНН [4][1].

Основное преимущество метода ПРИНН состоит в следующем. Все перечисленные в табл. 1 и подавляющее число не перечисленных в ней методов сводятся к выявлению из множества рациональных способов учета неопределенности, связанной со сравнительной предпочтительностью частных критериев, того «единственно правильного» способа, который следует использовать в конкретной задаче. При этом предлагаются

[1] Пиявский С.А. Математическое моделирование при оптимизации сложных систем. Самара, 2008.

Таблица 1

Сравнительная характеристика эффективности использования ряда методов принятия многокритериальных решений [3]

Математические методы принятия решений	Корректность	Реалистичность	Понятность и логическая приемлемость	Экономичность
Принцип оптимальности по Парето	Да	Да	Да	Нет
Принцип Паскаля	Нет	Нет	Нет	—
Принцип Лапласа	—	—	Да	—
Принцип гарантированного результата	Да	—	Да/Нет	—
Принцип Сэвиджа	Нет	—	Нет	Да
Метод MAUT	Да	—	—	Нет
Метод ELECTRE	Нет	—	Да/Нет	—
Метод анализа иерархий AHP	—	Да/Нет	—	—
Метод ПРИНН	Да	Да	—	Да

различные, нереально утомительные для лиц, принимающих решение, процедуры, одинаково недостоверные по своим результатам. В методе же ПРИНН непосредственно используется все множество способов учета неопределенности. Это было осуществлено в три этапа, два из которых носят универсальный характер и были проведены при разработке метода ПРИНН.

На первом этапе дано математическое описание универсального множества способов учета неопределенности S для задачи, в которой скалярный критерий оптимальности F зависит от функции $f(x)$, принимающей значения на элементах $x \in X$ некоторого множества неопределенности X. Было показано, что S есть множество непрерывных монотонных функций одной переменной $G(t)$ (так называемых порождающих функций), определенных на отрезке [0,1] и удовлетворяющих условиям $G(0) = 0$, $G(1) = 1$.

Значение комплексного критерия при способе учета неопределенности $G(t)$ рассчитывается по формуле

$$F = G^{-1}\left[\frac{1}{m}\sum_{j=1}^{m} G(f(x^j))\right], \quad \text{если} \quad X = \{x^1, \ldots, x^m\} \tag{1}$$

или

$$F = G^{-1}\left[\frac{1}{\Omega}\int_{x \in X} G(f(x))\right] dx, \tag{2}$$

если $X \subset R_m$ — область m-мерного евклидова пространства, где

$$\Omega = \int_{x \in X} dx. \tag{3}$$

На втором этапе все множество допустимых способов учета неопределенности было заменено оптимальной ε-сетью, т.е. конечным числом наиболее полно представляющих его способов учета неопределенности. Полученные результаты легли в основу соответствующей компьютерной программы.

На третьем этапе, проходящем с использованием этой программы, когда собственно и решается конкретная практическая задача, между этими «представителями» происходит (в виде математического алгорит-

ма внутри ЭВМ) процедура согласования оценок каждого варианта решения каждым «представителем» с позиций присущего ему способа учета неопределенности, однако с учетом оценок, данных другими «представителями». Такой алгоритм моделирует известную процедуру ДЕЛФИ-согласования мнений экспертов.

Таким образом, метод ПРИНН позволяет производить комплексную сравнительную оценку различных вариантов решений с учетом набора как количественных, так и качественных критериев. Имеющееся в свободном доступе в Интернет (www.sciyouth.ru/Method_PRINN//prinn6.exe) программное обеспечение позволяет легко рассчитывать эффективность решений в зависимости от концепции оценки их эффективности, используемой лицами, принимающими решение. Эта концепция формулируется путем отнесения критериев к различным группам важности. Подчеркнем, что в отличие от некоторых методов, требующих для комплексной оценки решений задания конкретных числовых коэффициентов сравнительной важности частных критериев, метод ПРИНН требует от лиц, принимающих решение, информацию именно на том содержательном уровне, на котором только и может происходить обсуждение концепции.

Поясним использование метода ПРИНН на условном примере. Пусть объектами комплексной сравнительной оценки являются 4 конструкции сооружения, для которых рассчитаны значения трех критериев эффективности. Первым является количественный критерий «Затраты», значения которого приведены в условных единицах. Два других критерия носят качественный характер. Критерий «Степень сохранения окружающей среды» измеряется в четырехуровневой порядковой шкале: максимальная (4), высокая (3), удовлетворительная (2), низкая (1). Критерий «Использование передовых технологических и конструктивных решений» измеряется в трехуровневой порядковой шкале: максимально возможное (3), частичное (2), незначительное (1). Значения критериев для четырех сравниваемых вариантов показаны в табл. 2. При этом качественные критерии заданы номерами их уровней с возрастанием номеров в направлении наиболее желаемого значения критерия.

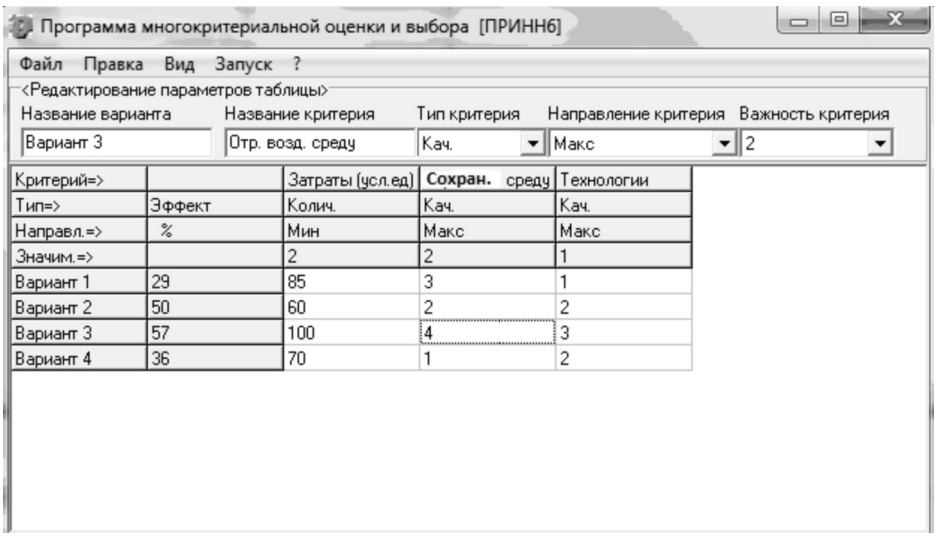
Таблица 2

Условный пример

Вариант решений	Затраты, усл. ед.	Степень сохранения окружающей среды	Использование передовых решений
1	85	Высокая	Незначительное
2	60	Удовлетворительная	Частичное
3	100	Максимальная	Максимально возможное
4	70	Низкая	Частичное

Как видно, обосновать выбор наиболее предпочтительного варианта без использования специальной методики невозможно ввиду противоречивости оценок вариантов по различным критериям. Самый дорогой вариант 3 лучше других по двум остальным критериям, самый дешевый вариант 2 не очень хорош (хотя и не является наихудшим) по отношению к окружающей среде и использованию передовых решений; остальные варианты занимают промежуточное положение.

Опишем решение задачи с использованием метода ПРИНН. На рис. 1 показано решение задачи в случае принятия одной из концепций с использованием программы ПРИНН-6, а на диаграмме (рис. 2) представле-



Критерий=>		Затраты (усл.ед)	Сохран. среду	Технологии
Тип=>	Эффект	Колич.	Кач.	Кач.
Направл.=>	%	Мин	Макс	Макс
Значим.=>		2	2	1
Вариант 1	29	85	3	1
Вариант 2	50	60	2	2
Вариант 3	57	100	4	3
Вариант 4	36	70	1	2

Рис. 1. Решение при концепции, что затраты и влияние на окружающую среду одинаково важны, а технологический уровень менее важен

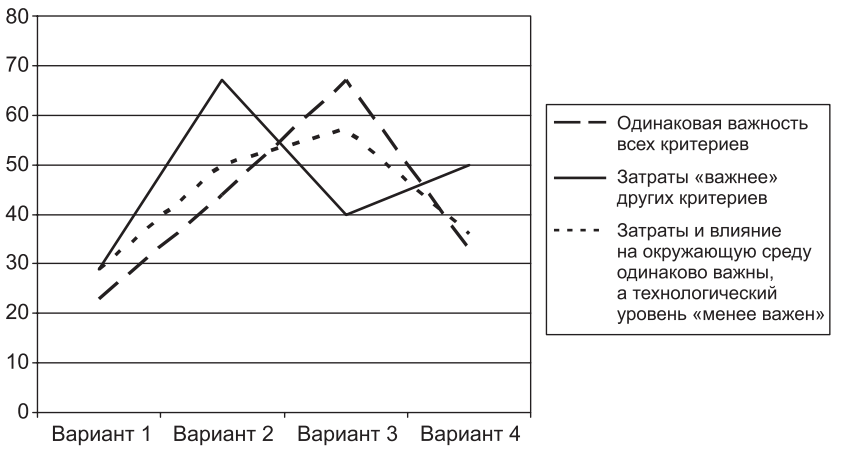


Рис. 2. Комплексная оценка вариантов решений при различных концепциях выбора

ны сводные результаты оценки сравнительной комплексной эффективности разных решений при различных концепциях.

Ниже рассмотрены некоторые конкретные конструктивные решения водосбросных гидротехнических сооружений и перечислены основные количественные и качественные критерии, комплексный учет которых позволяет использовать предлагаемый в статье подход.

Конструктивные решения водосбросных гидротехнических сооружений:

— водоприемное устройство водосбросного сооружения с водопереливной стенкой, обеспечивающей сброс воды преимущественно из верхних слоев водохранилища[2];

— водопропускное устройство с разделителем водного потока, позволяющим производить впуск воздуха и аэрировать сбрасываемый в нижний бьеф поток;

[2] А. с. 1117375. Водоприемник гидроэлектростанции / М.И. Бальзанников. 1984. Бюл. № 37.

— водоприемно-водовыпускное устройство, обеспечивающее регулирование пропускаемого расхода воды относительно дна подводящего (отводящего) канала[3];

— водозаборное устройство, позволяющее с помощью пузырьков воздуха создавать рыбозащитную завесу;

— водопроводящий тракт, исключающий образование и срыв вихрей и снижающий гидродинамическое воздействие потока на сооружение[4].

Критерии, используемые для обоснования конструкции водопропускного гидротехнического сооружения в условиях неопределенности: капитальные вложения в строительство водопропускного сооружения; эксплуатационные расходы по сооружению; потребность в трудовых ресурсах; приближение температурного режима в нижнем бьефе к естественному; улучшение качества воды по содержанию кислорода; уменьшение взмучивающего эффекта воды в водохранилище при воздействии больших скоростей потока; эффективность рыбозащиты и снижение негативного воздействия на рыбные запасы; снижение пульсационного воздействия потока на сооружение и уменьшение вибрации элементов конструкции и др.

Выводы. 1. Водопропускные сооружения гидроузлов имеют существенные габаритные размеры, предусматривают использование различного механического регулирующего и подъемно-транспортного оборудования, что оказывает значительное влияние на общую стоимость возведения гидроузла и его экономическую эффективность.

2. Современные методы технико-экономического обоснования конструктивных решений водопропускных гидротехнических сооружений не в полной мере учитывают неэкономические разнокачественные факторы, имеющие различную природу и измеряемые в различных шкалах — как в количественных, так и в качественных, играющие важную роль при эксплуатации водопропускных сооружений.

3. Для обоснования конструкций водопропускных сооружений гидроузла в условиях неопределенности рекомендовано применение метода принятия многокритериальных решений ПРИНН. Основное преимущество этого метода состоит в непосредственном использовании всего множества способов учета неопределенности.

4. Приведены примеры использования метода ПРИНН, конструктивные особенности водосбросных гидротехнических сооружений, а также основные количественные и качественные параметры, комплексный учет которых позволяет применить предлагаемый метод.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Михеев, Н.Н. О совершенствовании управления использованием и охраной водного фонда России [Текст] / Н.Н. Михеев. — М. : МПРРФ, 2005. — 48 с.
2. Ларичев, О.И. Теория и методы принятия решений [Текст] / О.И. Ларичев. — М. : Логос, 2000.
3. Малышев, В.В. Метод принятия решений в условиях многообразия способов учета неопределенности [Текст] / В.В. Малышев, Б.С. Пиявский, С.А. Пиявский // Изв. РАН. Теория и системы управления. — 2010. — № 1. — С. 46–61.
4. Смирнов, О.Л. САПР: формирование и функционирование проектных модулей [Текст] / О.Л. Смирнов, С.А. Падалко, С.А. Пиявский. — М. : Машиностроение, 1987.

[3] Пат. 2169229 РФ. Водоприемник – водовыпуск / М.И. Бальзанников, С.В. Евдокимов, Ю.М. Галицкова. 2001. Бюл. № 17.

[4] А. с. 1756647. Осевой насос / М.И. Бальзанников, В.А. Шабанов, С.Г. Беляев, Д.Е. Куклин. 1992. Бюл. № 31.

ПИЯВСКИЙ Семен Авраамович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: spiyav@mail.ru
Самарский государственный архитектурно-строительный университет
ЕВДОКИМОВ Сергей Владимирович, канд. техн. наук, доц.; E-mail: sali5@mail.ru
Самарский государственный архитектурно-строительный университет

Получено 20.04.12

Piyavsky Semen Avraamovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: spiyav@mail.ru, Samara State Architectural and Civil Engineering University, Russia
Evdokimov Sergey Vladimirovich, candidate of technical sciences, assistant professor; E-mail: sali5@mail.ru, Samara State Architectural and Civil Engineering University, Russia

JUSTIFICATION OF CULVERT HYDROTECHNICAL STRUCTURES UNDER CONDITIONS OF UNCERTAINTY

In the article there has been marked a significant impact of culvert structures on the cost of constructing hydrotechnical units. Under the conditions of uncertainty and necessity to take into account the influence of different factors of different nature, the choice of a rational design of culvert structures is offered to make by using the method of multi-criteria decision-making MCDM (PRINN).

K e y w o r d s: hydrotechnical structures, culvert structures, justification of structures, conditions of uncertainty.

REFERENCES

1. M i k h e y e v, N.N. About Improvement of Management When Using and Protecting of Water Fund of Russia [Text] / N.N. Mikheyev. — M. : MPRRF, 2005. — 48 p.
2. L a r i c h e v, O.I. Teoriy and Methods of Decision-making [Text] / O.I. Larichev. — M. : Logos, 2000.
3. M a l y s h e v, V.V. Method of decision-making under conditions of the diversity of methods when accounting uncertainties [Text] / V.V. Malyshev, B.S. Piyavsky, S.A. Piyavsky // Izv. RAN. Theoriya i sistemy upravleniya. — 2010. — N 1. — P. 46–61.
4. S m i r n o v, O.L. CAD : Formation and Functioning of the Project Modules [Text] / O.L. Smirnov, S.A. Padalko, S.A. Piyavsky. — M. : Mashinostroenie, 1987.

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 721.011.1:697.7

Т.В. ЩУКИНА

ВЛИЯНИЕ ПРОГНОЗИРУЕМОЙ ПОЧАСОВОЙ СОЛНЕЧНОЙ РАДИАЦИИ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ АЛЬТЕРНАТИВНОГО ХОЛОДОСНАБЖЕНИЯ

Рассматривается возможность утилизации солнечной энергии для альтернативного холодоснабжения зданий в климатических условиях РФ. Анализируются изменения теплового коэффициента термодинамического цикла и холодопроизводительности абсорбционной установки для районов, расположенных на 52° с.ш. Получены зависимости почасовой солнечной радиации для самого жаркого месяца лета, температурный режим которого определяет максимальную нагрузку на системы холодоснабжения зданий.

Ключевые слова: солнечная энергия, абсорбционные холодильные машины.

Ресурсы солнечной радиации в благоприятных с этой точки зрения регионах РФ позволяют проектировать и эффективно эксплуатировать системы альтернативного теплоснабжения зданий. Решение данной задачи посредством надежных и несложных в конструктивном исполнении плоских тепловых коллекторов приводит к значительной площади абсорбирующей поверхности. Поэтому такие массивы устройств активного улавливания солнечной радиации в летние месяцы, т.е. при отсутствии отопительной нагрузки, следует использовать не только для горячего водоснабжения, но и для альтернативного холодоснабжения сооружений.

Несмотря на широкий выбор холодильного оборудования, утилизирующего солнечное излучение, наиболее надежными являются абсорбционные установки с замкнутым термодинамическим циклом [1]. В абсорбционных холодильных машинах (АбХМ) повышение давления хладагента осуществляется с помощью термомеханического компрессора, работа которого основана на использовании экзо- и эндотермических процессов смешения и разделения бинарных смесей, состоящих из рабочего агента и абсорбента (поглотителя), например, водных растворов аммиака и бромистого лития.

Солнечные холодильные абсорбционные машины на бромистом литии достаточно хорошо себя зарекомендовали, в том числе и для кондиционирования воздуха помещений. Температура в 70–90 °С, необходимая для десорбции бромисто-литиевого раствора, может быть получена посредством плоских тепловых солнечных коллекторов.

Водоаммиачные абсорбционные холодильные машины характеризуются большей эффективностью по сравнению с бромисто-литиевыми, но для бесперебойной работы генератора (десорбера) нужна температура не ниже 180–200 °С [2]. Такой высокий тепловой режим может быть обеспечен концентраторами для поступающего излучения, которым, в свою очередь, требуется надежная система слежения за Солнцем. Все перечислен-

© Щукина Т.В., 2012

ные технические решения значительно увеличивают стоимость оборудования, поэтому при утилизации солнечной радиации для холодоснабжения в основном применяются бромисто-литиевые абсорбционные установки малой и средней мощности.

В АбХМ хладагент, в соответствии с представленной на рис. 1 схемой, переходит в парообразное состояние в испарителе за счет теплоты, забираемой от охлаждаемой среды, а затем, поступая в абсорбер, поглощается абсорбентом. Получаемая жидкость направляется в генератор, где при нагревании от внешнего источника тепловой энергии выделяются пары хладагента из абсорбента, которые впоследствии поступают в конденсатор. В конденсаторе хладагент переходит в жидкое состояние, отдавая свою теплоту охлаждающей среде, и затем направляется с понижением давления посредством регулирующего клапана в испаритель. В бромисто-литиевых АбХМ в качестве хладагента используется вода, а как абсорбент применяется бромид лития LiBr, в аммиачных соответственно аммиак NH_3 и вода.

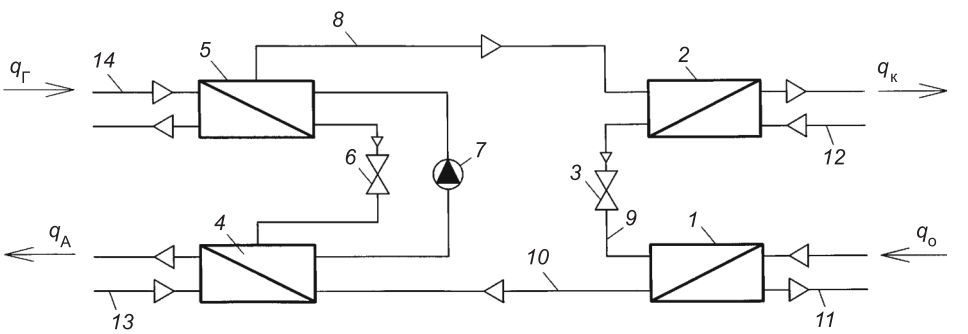


Рис. 1. Схема одноступенчатой абсорбционной холодильной машины

1 — испаритель; *2* — конденсатор; *3*, *6* — расширительный клапан; *4* — абсорбер; *5* — генератор; *7* — насос; *8*, *10* — трубопровод парообразного хладагента; *9* — трубопровод жидкого хладагента; *11* — трубопровод для охлаждаемой среды; *12*, *13* — трубопровод охлаждающей воды; *14* — трубопровод теплоносителя; $q_К$, $q_А$, $q_Г$ — теплота, соответственно, конденсации, абсорбции и подведенная в генераторе (десорбере); $q_О$ — холодильная мощность или теплота, подведенная в испаритель охлаждаемой средой

В бромисто-литиевых машинах тепло, подаваемое к генератору, позволяет получить водяные пары, направляемые к конденсатору, где они конденсируются. Затем вода после прохождения через диафрагму или сопло, которые заменяют регулирующий вентиль, поступает в испаритель при низком давлении. При кипении воды в испарителе снижается температура остающейся жидкой фазы и охлаждаемой среды. Пары поступают в абсорбер и поглощаются раствором бромистого лития, уменьшая его концентрацию за счет увеличения массовой доли воды. Смесь, выходящая из генератора, имеет высокую концентрацию бромистого лития. Давление во всей системе бромисто-литиевой холодильной машины ниже атмосферного. Для температуры кипения +7 °С давление должно составлять около 1 кПа (8 мм рт. ст.) [2]. Поэтому для бесперебойной работы в холодильных установках данного типа необходимо предусматривать устройства для удаления воздуха из системы в случае возникновения неплотностей.

Эффективность абсорбционных холодильных машин характеризуется тепловым коэффициентом термодинамического цикла, определяемым как отношение холодопроизводительности установки $q_О$ к затратам тепловой энергии $q_Г$ [2]

$$\varepsilon_А = \frac{q_О}{q_Г}. \qquad (1)$$

Если перейти на температурные режимы основного оборудования АбХМ, тепловой коэффициент термодинамического цикла принимает вид

$$\varepsilon_{\text{А}} = \frac{\left(\frac{1}{T_W} - \frac{1}{T_{\text{Г}}}\right)}{\left(\frac{1}{T_{\text{О}}} - \frac{1}{T_W}\right)}. \qquad (2)$$

Зависимость (2) показывает, что эффективность абсорбционной установки увеличивается с повышением температур теплоносителя $T_{\text{Г}}$, подаваемого в генератор, и охлаждаемой в испарителе жидкости $T_{\text{О}}$, а уменьшается с повышением температуры охлаждающей воды T_W.

Тепловой коэффициент одноступенчатых АбХМ (см. рис. 1) находится в пределах от 0,6 до 0,8 при максимально возможном теоретическом значении 1 [3]. В связи с этим данные установки целесообразно использовать в случаях, когда есть возможность утилизации энергии, например, сбросная тепловая энергия от электростанций, котлов или возобновляемых источников. Так как одноступенчатая абсорбционная машина обеспечивает требуемое охлаждение с низким тепловым коэффициентом, то для повышения ее эффективности часто дополнительно устанавливают рекуперативные теплообменники, которые снижают потери в термодинамическом цикле.

Традиционные источники энергии обеспечивают постоянную, в соответствии с технологическими требованиями, холодопроизводительность АбХМ и стабильный тепловой коэффициент. Другая ситуация возникает при подводе к генератору теплоты, получаемой альтернативным способом. Так, суточная неравномерность поступления солнечной радиации вызывает снижение показателей термодинамического цикла АбХМ, которое необходимо учитывать при проектировании систем нетрадиционного холодоснабжения.

В соответствии с актинометрическими данными [4] в июле для 52° с.ш. изменения теплового потока от солнечной радиации, поступающей на горизонтальную поверхность площадью 1 м^2, с достаточной точностью могут быть аппроксимированы экспоненциальной зависимостью вида

$$q_S = 856{,}709 e^{-\frac{(\tau-12)^2}{31}}, \qquad (3)$$

где q_S — тепловой поток, поступающий на горизонтальную поверхность от воздействия солнечной радиации, Вт/м^2;

τ — время, ч.

В указанной широте расположены такие города, как Курск, Воронеж, Липецк, Балашов, Иркутск, Благовещенск и др. Используя климатические данные 52° с.ш., можно оценить возможность получения холода посредством утилизации солнечной радиации помимо южных регионов, являющихся наиболее благоприятными для этой цели.

Построенный по зависимости (3) график (рис. 2) и нанесенные выделенными точками результаты актинометрических наблюдений показывают его адекватность поступлению солнечной радиации на горизонтальную поверхность. Следует отметить, что форма записи выражения (3) без проведения вычислений указывает на достижение максимальных значений в полдень и минимальных поступлений в утренние и вечерние часы.

Для определения полезной теплоты, получаемой в устройствах улавливания солнечного излучения и в последующем используемой в абсорбционных установках, угол наклона плоских коллекторов к горизонту при-

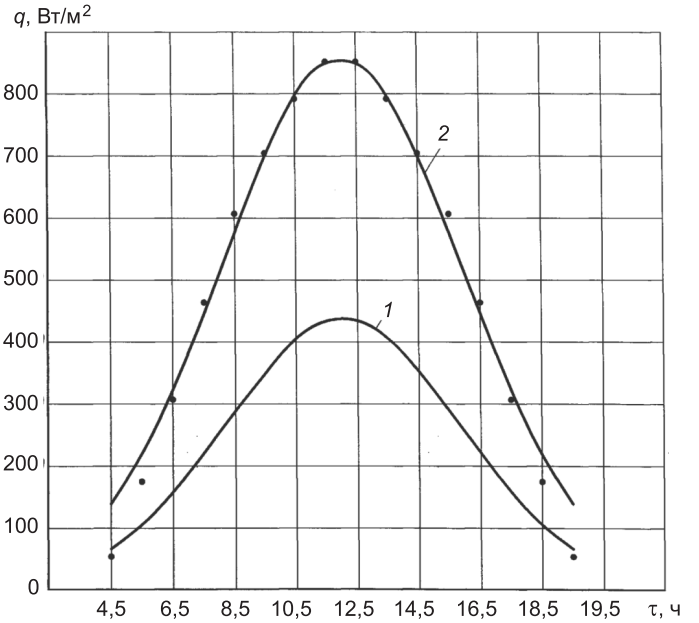


Рис. 2. Тепловой поток, отнесенный к площади воспринимающей поверхности

1 — вырабатываемый холод, отнесенный к 1 м^2 площади солнечных коллекторов; *2* — поступление солнечной радиации на горизонтальную поверхность площадью 1 м^2 на 52° с.ш. в июле

нят равным широте местности, а их оптический КПД $\eta_0 = 0{,}8$. Расчетный температурный режим теплоносителя для указанных условий утилизации солнечной энергии и вырабатываемая в этом случае удельная холодопроизводительность представлены в табл. 1. Снижение интенсивности солнечного излучения не только сокращает производство холода, но и ухудшает показатели теплового коэффициента термодинамического процесса, что усугубляет нестабильность режимов эксплуатации. Однако, если получаемый холод используется для обеспечения оптимального микроклимата в помещениях, то достигаемые высокие показатели солнечной абсорбционной установки в период от 8 до 17 ч соответствуют возрастающим теплопоступлениям в здания и тем самым способствуют эффективной борьбе с ними.

Чтобы прогнозировать возможную холодопроизводительность и эксплуатационные режимы альтернативных установок для различных кли-

Таблица 1

Изменение параметров абсорбционной холодильной установки при солнечном теплоснабжении генератора

Параметры АбХМ	Время, ч, до (числитель) и после (знаменатель) полудня							
	4 – 5 / 19 – 20	5 – 6 / 18 – 19	6 – 7 / 17 – 18	7 – 8 / 16 – 17	8 – 9 / 15 – 16	9 – 10 / 14 – 15	10 – 11 / 13 – 14	11–12 / 12 –13
Температура теплоносителя, направляемого в генератор, °С	66,3	69,2	72,6	76,5	80,6	84,5	87,8	90,1
Эффективность термодинамического цикла ε_A	0,68	0,69	0,7	0,71	0,713	0,72	0,727	0,731
Удельные тепловые потоки, Вт/м^2								
$q_Г$	97,7	153,3	226,1	312,2	403,9	490	557,9	594,3
$q_О$	66,5	105,7	158,3	221,6	289	352,8	405,6	434,4

матических зон, необходимо иметь почасовое распределение солнечной радиации, поступающей на горизонтальную поверхность. Предложенная экспоненциальная зависимость (3) наглядно показывает изменения интенсивности излучения с достижением максимальных значений в полдень, но наибольшая точность для рассматриваемой задачи достигается при использовании полиномов вида

$$q_S = b_0 + b_1\tau + b_2\tau^2 + b_3\tau^3 + b_4\tau^4, \quad (4)$$

где b_0, b_1, b_2, b_3, b_4 — коэффициенты аппроксимации.

Поэтому для северных широт от 40 до 68° можно воспользоваться уравнениями регрессии, полученными в соответствии с (4) и приведенными в табл. 2. Почасовые распределения интенсивности солнечной радиации также необходимы в решении вопросов аккумулирования. Применение средств хранения альтернативно полученного холода может быть вызвано тем, что обладая инерционностью, массивные наружные строительные конструкции в теплый период года с запаздыванием нагревают внутренний воздух помещений. Существующий временной интервал между наибольшей производительностью АбХМ и максимальными теплопоступлениями в кондиционируемое сооружение может быть успешно преодолен посредством аккумулирования избыточного холода.

Таблица 2

Поступление прямой и рассеянной солнечной радиации в июле на горизонтальную поверхность при безоблачном небе, Вт/м^2

Северная широта, град.	Уравнение
40	$y = 132{,}18 - 218{,}94\tau + 93{,}486\tau^2 - 8{,}6277\tau^3 + 0{,}227\tau^4$
42	$y = 107{,}14 - 188{,}65\tau + 86{,}018\tau^2 - 8{,}0094\tau^3 + 0{,}2108\tau^4$
44	$y = 91{,}078 - 167{,}23\tau + 80{,}235\tau^2 - 7{,}5194\tau^3 + 0{,}1979\tau^4$
46	$y = 69{,}882 - 139{,}68\tau + 73{,}024\tau^2 - 6{,}9129\tau^3 + 0{,}1819\tau^4$
48	$y = 47{,}608 - 112{,}75\tau + 66{,}154\tau^2 - 6{,}3389\tau^3 + 0{,}1668\tau^4$
50	$y = 27{,}833 - 88{,}538\tau + 60{,}108\tau^2 - 5{,}8367\tau^3 + 0{,}1536\tau^4$
52	$y = 17{,}912 - 69{,}276\tau + 55{,}022\tau^2 - 5{,}408\tau^3 + 0{,}1423\tau^4$
54	$y = 11{,}98 - 54{,}094\tau + 50{,}679\tau^2 - 5{,}035\tau^3 + 0{,}1325\tau^4$
56	$y = 5{,}1667 - 35{,}461\tau + 45{,}126\tau^2 - 4{,}5537\tau^3 + 0{,}1198\tau^4$
58	$y = 17{,}902 - 32{,}971\tau + 43{,}095\tau^2 - 4{,}3536\tau^3 + 0{,}1146\tau^4$
60	$y = 15{,}863 - 13{,}835\tau + 36{,}605\tau^2 - 3{,}7765\tau^3 + 0{,}0994\tau^4$
62	$y = 27{,}01 - 7{,}4715\tau + 33{,}233\tau^2 - 3{,}4568\tau^3 + 0{,}091\tau^4$
64	$y = 51{,}072 - 54{,}376\tau + 37{,}012\tau^2 - 3{,}2783\tau^3 + 0{,}0781\tau^4$
66	$y = 69{,}99 - 45{,}227\tau + 33{,}663\tau^2 - 3{,}0009\tau^3 + 0{,}0714\tau^4$
68	$y = 95{,}443 - 41{,}672\tau + 31{,}518\tau^2 - 2{,}8128\tau^3 + 0{,}067\tau^4$

Примечание. y — поступление солнечной энергии (прямой и рассеянной) на горизонтальную поверхность при безоблачном небе, Вт/м^2; τ — часы суток, ч.

Несмотря на очевидные преимущества солнечных абсорбционных холодильных установок, их активное продвижение в регионы с избыточными и ограниченными ресурсами радиации напрямую зависит от повышения эффективности устройств, улавливающих излучение. Только дальнейшее техническое развитие оборудования и средств повышения энергооблученности абсорбирующих поверхностей при неуклонном снижении их себестоимости может в корне изменить ситуацию в альтернативном холодоснабжении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Системы солнечного тепло- и хладоснабжения / под ред. Э.В. Сарнацкого, С.А. Чистовича. — М. : Стройиздат, 1990. — 324 с.
2. Лебедев, П.Д. Теплообменные, сушильные и холодильные установки [Текст] / П.Д. Лебедев. – М. : Энергия, 1972. — 320 с.
3. Sanjuan, C. Optimization of solar cooling system with interior energy storage [Text] / C. Sanjuan, S. Soutullo, M.R. Heras // Sol. Energy. — 2010. — N 7. — P. 1244–1254.
4. СНиП 23-01–99*. Строительная климатология. — М. : ГУП ЦПП, 2003. — 97 с.

ЩУКИНА Татьяна Васильевна, канд. техн. наук, доц.
Воронежский государственный архитектурно-строительный университет

Получено 27.04.12

Shchukina Tatyana Vasilevna, candidate of technical sciences, assistant professor, Voronezh State University of Architecture and Civil Engineering, Russia

INFLUENCE OF PREDICTED HOURLY SOLAR RADIATION ON EFFICIENCY OF ALTERNATIVE SUPPLY BY A COLD

Possibility of recycling of a solar energy for alternative supply by a cold of buildings in climatic conditions of the Russian Federation is considered. Changes of thermal factor of a thermodynamic cycle and productivity of a refrigerating machinery for the areas located in 52 degrees of northern width are analyzed. Dependences of hourly solar radiation for the most hot month of the summer which temperature mode defines the maximum loading on systems of supply by a cold of buildings are received.

Key words: a solar energy, refrigerators.

REFERENCES

1. Systems solar heat and cold supply / Under E.V. Sarnatsky, S.A. Chistovicha's edition. — M. : Building publishing house, 1990. — 324 p.
2. Lebedev, P.D. Heat transfer, dryer and refrigerating machinery [Text] / P.D. Lebedev. — M. : Energy, 1972. — 320 p.
3. Sanjuan, C. Optimization of solar cooling system with interior energy storage [Text] / C. Sanjuan, S. Soutullo, M.R. Heras// Sol. Energy. — 2010. — N 7. — P. 1244–1254.
4. Building norms and rules 23-01–99*. Building climatic. — M. : State Unitary Enterprise TSPP, 2003. — 97 p.

СТРОИТЕЛЬСТВО АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ И МОСТОВ

УДК 625.072

А.С. АЛЕКСАНДРОВ, Н.Ю. КИСЕЛЕВА

ПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ ГНЕЙС- И ДИАБАЗМАТЕРИАЛОВ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ПОВТОРЯЮЩИХСЯ НАГРУЗОК*

Приводится способ расчета остаточных деформаций гранулированных материалов при циклическом воздействии нагрузки, заключающийся в интегрировании степенных функций, характеризующих приращение пластической деформации. На основе анализа экспериментальных данных о зависимости остаточной деформации от количества нагрузок, максимального и минимального напряжений определены коэффициенты полученных уравнений.

Ключевые слова: трехосные испытания, RLT-тест, гнейс, диабаз, щебень из гнейса, щебень из диабаза.

Пластические деформации грунтов и материалов дорожных конструкций ухудшают ровность покрытий, которая обусловливает важнейшие потребительские свойства: скорость и безопасность движения. Неровности приводят к возникновению динамических нагрузок, что негативно отражается на прочности конструкции. В связи с этим разработка метода проектирования по критериям продольной и поперечной ровности является актуальной задачей дорожной отрасли.

Известные методы прогнозирования изменения ровности покрытий и процесса накопления пластических деформаций в элементах дорожной конструкции можно разделить на три группы.

К первой группе относятся эмпирические решения, позволяющие рассчитывать различные показатели ровности покрытия. Вторую группу составляют методы, базирующиеся на гипотезе о подобии процессов ползучести и накоплении деформации в результате воздействия циклических нагрузок. Определение пластической деформации при воздействии N-го количества нагрузок производится по формулам теории ползучести. При этом время воздействия нагрузки измеряется произведением суммарного числа расчетных нагрузок и продолжительности действия одной кратковременной нагрузки. Продолжительность воздействия одной нагрузки зачастую принимается равной 0,1 с. Это соответствует рекомендациям п. 7.21 СНиП 2.05.02–85, но не позволяет учесть влияние скорости движения на продолжительность действия нагрузки.

* Статья подготовлена при поддержке гранта РФФИ, № проекта 12-08-98008-р_сибирь_а.

© Александров А.С., Киселева Н.Ю., 2012

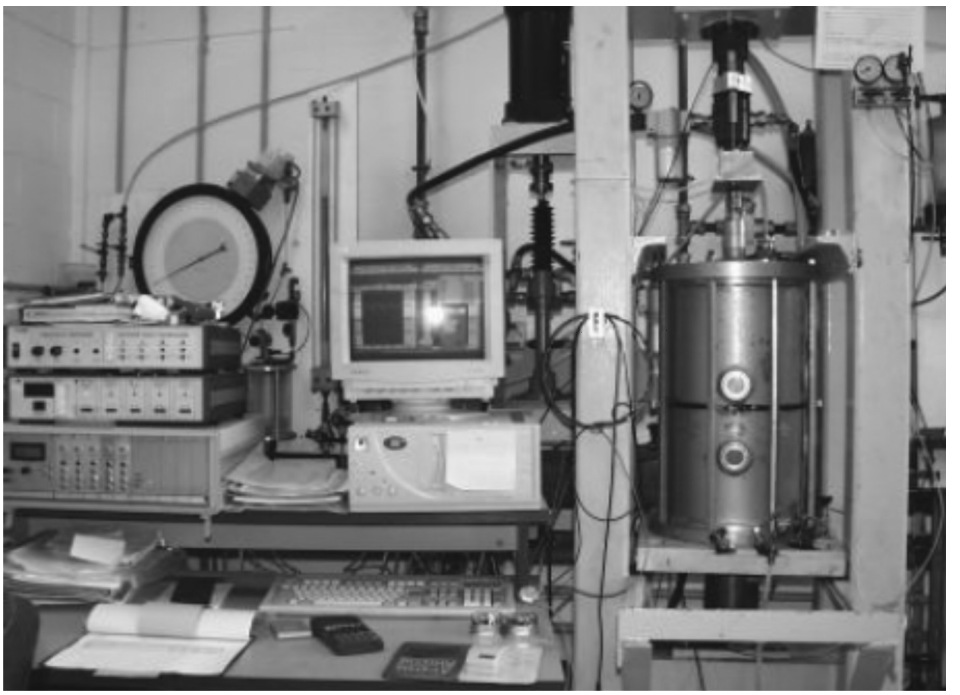


Рис. 1. Оборудование для RLT-тестов [1]

Третьей наиболее распространенной группой решений являются формулы расчета пластических деформаций, учитывающие повторность приложения нагрузки при помощи функций. Параметры таких формул устанавливаются экспериментально посредством испытаний трехосным сжатием в условиях приложения многократных нагрузок. Оборудование для проведения таких испытаний приведено на рис. 1.

В табл. 1 даны функциональные зависимости, позволяющие рассчитывать величину накопленной пластической деформации [2, 3].

Некоторые из формул табл. 1 содержат сумму или произведение двух функций, зависящих от величины главных напряжений или компонент тензора напряжений. Первая функция — функция количества приложенных расчетных нагрузок, коэффициенты которой зависят от величины главных напряжений. Другая функция — начальные пластические деформации, возникающие в результате первого приложения нагрузки ε_1 или накапливаемые в результате определенного сравнительно малого количества приложений нагрузок ε_{100}, ε_{200}. Такие деформации также являются функцией главных напряжений и могут быть определены по формулам табл. 2. Эти зависимости получены на основе аппроксимации зависимости вертикальной деформации образца от величины главных напряжений, возникающих при испытаниях в условиях трехосного сжатия кратковременной нагрузкой, реализуемой в стабилометрах.

Кроме зависимостей табл. 2 за рубежом для расчета пластической деформации, возникающей от однократного приложения нагрузки, широкое распространение получил способ, аналогичный методу переменных параметров упругости. В работах различных авторов предлагались разные модели, связывающие упругопластические или пластические характеристики с девиатором напряжений, октаэдрическими напряжениями или другими инвариантными характеристиками тензора напряжений. Из этих моделей получены зависимости для определения величины деформа-

Таблица 1

Эмпирические зависимости для расчета пластических деформаций при воздействии повторных нагрузок

Специалисты, применявшие формулу	Формула
R.D. Barksdale	$\varepsilon_N = a + \beta \lg N,$ где a и β — параметры, зависящие от вида материала, величины нагрузки, частоты приложений, продолжительности цикла, скорости нарастания деформации; N — количество приложенных расчетных нагрузок, ед.
J. Leng	$\varepsilon_N = \varepsilon_1 + a \lg N + b(\lg N)^2,$ где ε_1 — остаточная деформация, возникающая при первом приложении нагрузки; a и b — параметры модели
L.W. Cheung	$\varepsilon_N = A((\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma_s)^b (B + \lg N),$ где A, b и B — параметры модели, являющиеся постоянными материала; σ_s — предельный девиатор напряжений
G.T.H. Sweere	$\varepsilon_N = AN^B$ или $\log \varepsilon_N = AB \log N,$ где A и B — параметры уравнения регрессии
H. Wolff, A. Visser	$\varepsilon_N = (A + mN)(1 - \exp[-BN]),$ где m, A и B — параметры уравнения регрессии
L. Francken, C. Clauwaert	$\varepsilon_N = AN^B + A_1(\exp[-B_1 N] - 1),$ где A, B, A_1 и B_1 — параметры уравнения регрессии
H.L. Theyse	$\varepsilon_N = mN + A_1(1 - \exp[-B_1 N]),$
	$\varepsilon_N = AN^B + (mN + A_1)(1 - \exp[-B_1 N])$
K.H. Tseng, R.L. Lytton	$\varepsilon_N = a \exp(-b / N)^{-c}$
F. Brecciaroly, P. Kolisoja	$\varepsilon_N = \varepsilon_{100} + A\sqrt{N} / (B + \sqrt{N}),$ где ε_{100} — деформация от первых 100 циклов
P. Hornych, J.F. Corte, J.L. Paute	$\varepsilon_N = \varepsilon_{100} + \left(1 - \frac{N^{-B}}{100}\right)$
V. Veverka	$\varepsilon_N = f_\varepsilon \varepsilon_{200} N^a,$ где f_ε — коэффициент пропорциональности, определяемый опытным путем; ε_{200} — деформация от первых 200 циклов; a — коэффициент, учитывающий затухающий характер деформирования
S. Khedr	$\frac{\varepsilon_N}{N} = a\left(\frac{\tau_{окт}}{\sigma_{окт}}\right)^b E_y^c N^{-m},$ где $\sigma_{окт}$ и $\tau_{окт}$ — напряжения на октаэдрической площадке, Па; a, b, c и m — параметры уравнения регрессии
M. Huurman	$\varepsilon_N = k_1\left(\frac{N}{1000}\right)^k + k_2\left[\exp\left(\frac{k_3 N}{1000}\right) - 1\right],$ где k, k_1, k_2 и k_3 — параметры, характеризующие уровень напряженного состояния

ционных характеристик. Некоторые из этих зависимостей приведены в табл. 3.

По мнению авторов, недостаток формул табл. 2 и 3 заключается в отсутствии возможности учитывать влияния продолжительности воздействия нагрузки на величину вязкопластической составляющей остаточной деформации, возникающей в результате однократного приложения на-

Таблица 2

Формулы для расчета пластических деформаций, возникающих от однократного приложения нагрузки или накапливаемых за сравнительно малое число прикладываемых нагрузок

Автор	Формула	Параметры модели
S.F. Lashine Brown, P.S. Pell	$\varepsilon_{п1} = \frac{q}{\sigma_3} a$ при $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, $q = \sigma_1 - \sigma_3$	a
M.J. Shenton	$\varepsilon_{п1} = K\left(\frac{q}{\sigma_3}\right)^a$	K и a
M. Nishi, N. Yoshida, T. Tsujimoto, K. Ohashi	$\varepsilon_{п1} = K\frac{q^a}{\sigma_{ср}^b}$	K, a и b
Barksdale (базируется на модели Кулона-Мора)	$\varepsilon_{п1} = \frac{q}{a\sigma_3^b}\frac{1}{1-\left(\frac{Rq(1-\sin\varphi)}{2(c\cos\varphi + \sigma_3\sin\varphi)}\right)}$, где R — коэффициент, определяемый отношением девиаторов от возникающих и предельных напряжений	a, b, c и φ
J.W. Pappin	$\varepsilon_{п1} = \sqrt{\sigma_{ср}^2 + q^2}\left(\frac{q}{\sigma_{ср}}\right)^{2,8}$	—
R.W. Lentz, G.Y. Baladi	$\varepsilon_{п1} = \varepsilon_{0,95S}\ln\left(1 - \frac{\sqrt{\sigma_{ср}^2 + q^2}}{S}\right)$, где $\varepsilon_{0,95S}$ — остаточная деформация от девиатора напряжений, составляющего 95 % от разрушающего; S — предельный девиатор напряжений	—
J.L. Paute, P. Hornych, J.P. Benaben	$\varepsilon_{п100} = \frac{q}{\sigma_{ср} + d}\frac{1}{b\left(m - \frac{q}{\sigma_{ср} + d}\right)}$	b, d и m
F. Lekarp, A. Dawson	$\varepsilon_{п100} = a\left(\frac{q}{\sigma_{ср}}\right)^b \frac{\sqrt{\sigma_{ср}^2 + q^2}}{p_0}$, где p_0 — эталонное среднее напряжение, принимаемое равным 100 кПа	a и b

грузки. Этот недостаток можно устранить, представив деформацию ε_1 суммой двух составляющих мгновенной пластической и вязкопластической деформации, которая является функцией времени. Однако для такой модификации необходимы экспериментальные исследования, позволяющие измерять величину пластических деформаций при трехосном сжатии за сравнительно малые промежутки времени.

В настоящей работе авторы ставят цель обосновать функции, учитывающие влияние количества нагрузок на величину накапливаемой остаточной деформации и определить зависимости коэффициентов этой функции от главных напряжений.

Накопление остаточных деформаций при воздействии повторных нагрузок носит наследственный характер, поэтому в рамки теории наследственной ползучести Больцмана – Вольтерры можно поставить нашу задачу. Если предположить, что процесс накопления пластической деформации по мере реализации одинаковых нагрузок непрерывен, то деформацию можно определить простым интегрированием.

Таблица 3

Формулы для расчета деформационных характеристик материалов (аналогов упругих постоянных)

Автор	Формула
J. Biarez	$E(\varepsilon) = K\sigma_{ср}^{n} = K\sigma_{окт}^{n} = K\left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}\right)^{n}$
R.G. Hicks, C.L. Monismith	$E(\varepsilon) = K\Theta^{n}$ при $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, $\Theta = \sigma_1 + 2\sigma_3$, при $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, $\Theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$, где K и n — эмпирические константы
H.B. Seed	$E(\varepsilon) = KI_{\sigma 1}^{n} = K(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^{n}$
H.B.Seed, F.G. Mitry, C.L. Monismith, C.K. Chan, Dunlap	$E(\varepsilon) = K_1\sigma_3^{K_2}$
	$E(\varepsilon) = K_1\sigma_3^{K_2} / p_a$, где K_1 и K_2 — эмпирические константы; σ_3 — минимальное нормальное напряжение, кПа; p_a — атмосферное давление (100 кПа)
B. Shackel	$E(\varepsilon) = K_1\sigma_{окт}^{K_2}\tau_{окт}^{K_3}$
J. Uzan	$E(\varepsilon) = K_1\Theta^{K_2}(\sigma_1 - \sigma_3)^{K_3}$, где K_1, K_2 и K_3 — эмпирические константы
P.V. Lade, R.B. Nelson	$E(\varepsilon) = Mp_a\left[\left(\frac{I_{\sigma 1}}{p_a}\right)^2 + \frac{6(1+\mu)}{1-2\mu}\frac{J_{2д\sigma}}{p_a^2}\right]^{\lambda}$, где M, λ — константы материала (параметры модели)
J. Uzan, M.W. Witczak, T. Scullion, R.L. Lytton	$E(\varepsilon) = K_1 p_a\left(\frac{I_{\sigma 1}}{p_a}\right)^{K_2}\left(\frac{\tau_{окт}}{p_a}\right)^{K_3}$
R.P. Elliot, L. David	$E(\varepsilon) = \frac{K_1\Theta^{K_2}}{10^{A}}$; $A = 10^{mR}$, где m — коэффициент регрессионной модели, детерминированный для данного испытания; R — отношение характеристики напряженного состояния к прочности, в качестве которых принимают фактический девиатор напряжений и предельный девиатор напряжений, вызывающих разрушение образца
S.Y. Itani	$E(\varepsilon) = K_1 p_a\left(\frac{\Theta}{p_a}\right)^{K_2}(\sigma_1 - \sigma_3)^{K_3}\sigma_3^{K_4}$, где K_1, K_2, K_3 и K_4 — эмпирические константы
W.W. Crockford, L.J. Bendana, W.S. Yang, S.K. Rhee, S.P. Senadheera	$E(\varepsilon) = \beta_0\left(\Theta + 3\Psi\frac{V_w}{V_t}\right)^{\beta 1}\tau_{окт}^{\beta 2}\left(\frac{\gamma}{\gamma_w}\right)^{\beta 3}$, где β_0, β_1, β_2 и β_3 — константы материала; V_w / V_t — объемное содержание воды

В качестве ядра интегрального выражения примем степенные функции, а именно:

$$\Delta\varepsilon_{мп} = kn^{-1}, \quad \Delta\varepsilon_{вп} = kn^{-1}, \tag{1}$$

$$\Delta\varepsilon_{мп} = k_1 n^{k_2}, \quad \Delta\varepsilon_{вп} = k_1 n^{k_2}, \tag{2}$$

где $\Delta\varepsilon_{мп}$ и $\Delta\varepsilon_{вп}$ — соответственно приращения мгновенной пластической и вязкопластической деформаций от n-го воздействия нагрузки, зависящие от максимального и минимального главных напряжений; k, k_1 и k_2 — коэффициенты, учитывающие уровень напряженного состояния и вид материала.

Составив интегральное выражение и выполнив его интегрирование, получим:

$$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) \left[1 + k \int_1^N n^{-1} dn \right] = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) [1 + k \ln N], \quad (3)$$

$$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) \left[1 + k_1 \int_1^N n^{k_2} dn \right] = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) \left[1 + k_1 \frac{(N^{k_2+1} - 1)}{k_2 + 1} \right], \quad (4)$$

где $\varepsilon_{мп1}$ и $\varepsilon_{вп1}$ — соответственно мгновенная пластическая и вязкопластическая деформации от первого воздействия нагрузки, зависящие от максимального и минимального главных напряжений, мм.

Из анализа данных табл. 1 следует, что в ряде случаев пластическую деформацию, испытываемую материалом от n-го воздействия нагрузки, целесообразно связывать с деформацией, возникающей не от первого приложения нагрузки, а накапливаемой за некоторое сравнительно малое число приложений (100, 200 или 1000). В связи с этим взаимосвязь накапливаемой пластической деформации от количества прикладываемых нагрузок целесообразно искать в виде:

$$\varepsilon_N = \varepsilon_{100} \left[1 + k_2 \int_{100}^N n^{-1} dn \right] =$$
$$= \varepsilon_{100} [1 + k_2 (\ln N - \ln 100)] = \varepsilon_{100} \left[1 + k_2 \left(\ln \frac{N}{100} \right) \right]. \quad (5)$$

Таким же образом можно вычислить накопленную пластическую деформацию при использовании функций (2).

Деформацию, накапливаемую от первых 100 приложений нагрузки, целесообразно определять по формуле (3) при $N = 100$. Тогда получим:

$$\varepsilon_{100} = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) \left[1 + k_1 \int_1^{100} n^{-1} dn \right] = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) [1 + k_1 (\ln 100)]. \quad (6)$$

Отсюда остаточные деформации при $N > 100$ рассчитываются по формуле:

$$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}) [1 + k_1 (\ln 100)] \left[1 + k_2 \left(\ln \frac{N}{100} \right) \right], \quad (7)$$

где k_1 и k_2 — коэффициенты, учитывающие уровень напряженного состояния и вид материала.

Таким образом, в зависимости (7) накапливаемая деформация, так же как и в формуле (3), связана с деформацией от первого воздействия нагрузки, но параметров напряженного состояния и материала в (7) два, а в (3) один.

Значения коэффициентов k_1 и k_2, которые следует принимать для различных девиаторных характеристик и материалов, определяются по данным эксперимента.

На рис. 2 приведены результаты испытаний щебня из гнейса, выполненные R.D. Barksdale [4]. Из анализа данных рис. 2 следует, что зависимость накопленной пластической деформации от количества нагрузок можно представить в виде эмпирических формул табл. 4. Формулы табл. 4 можно привести к виду (3). В этом случае при $\varepsilon_1 = \varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1}$ остаточные деформации определяются по формулам табл. 5.

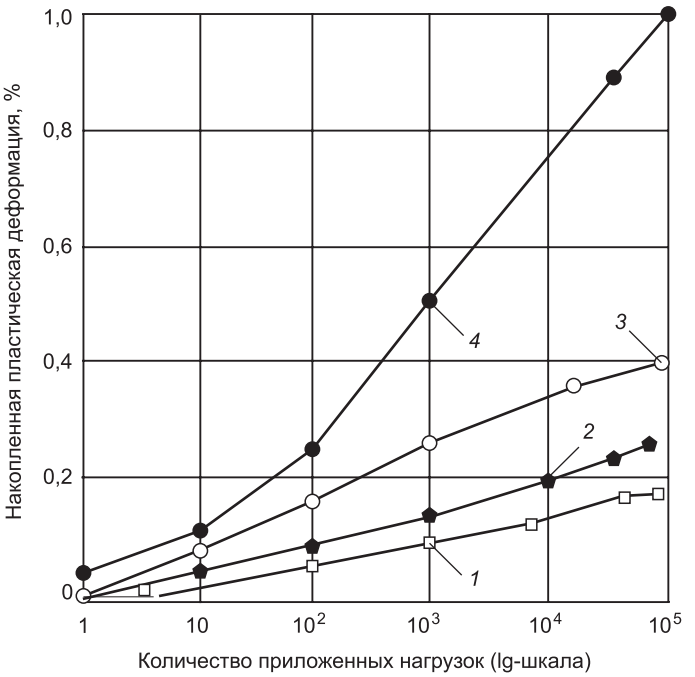


Рис. 2. Зависимость пластической деформации гнейса от количества нагрузок, девиатора напряжений $(\sigma_1 - \sigma_3)$ и удерживающего напряжения σ_3 [4]

1–4 — при $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_3$, соответственно равной 1,5; 1,94; 2,83; 4,6

Из анализа результатов расчета по формулам табл. 4 и 5 и экспериментальных данных рис. 2 следует, что сходимость вполне удовлетворительная. Однако при связи деформации ε_N с деформацией, накапливаемой за 100 приложений нагрузки, точность расчета возрастает. Поэтому расчет пластических деформаций в щебне из гнейса целесообразно выполнять по формуле (7). Коэффициенты k_1 и k_2 могут быть определены по эмпирическим формулам, подобранным авторами:

$$k_1 = 5{,}977\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3} - 1{,}035\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3}\right)^2 - 4{,}81;$$

Таблица 4

Эмпирические формулы, описывающие экспериментальные данные

Параметр $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_3$	Эмпирическая формула для определения величины ε_N, %, и показатель достоверности аппроксимации
1,94	$\varepsilon_N = 0{,}051\lg N + 0{,}0045 \approx \varepsilon_1(1 + 11{,}33\lg N);\ \varepsilon_1 = 0{,}0045;\ R^2 = 0{,}926$
2,83	$\varepsilon_N = 0{,}082\lg N + 0{,}011 \approx \varepsilon_1(1 + 7{,}455\lg N);\ \varepsilon_1 = 0{,}011;\ R^2 = 0{,}996$
4,6	$\varepsilon_N = 0{,}174\lg N + 0{,}052 \approx \varepsilon_1(1 + 3{,}346\lg N);\ \varepsilon_1 = 0{,}052;\ R^2 = 0{,}945$

Таблица 5

Формулы вида (3), описывающие данные R.D. Barksdale [4]

Параметр $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_3$	Формула для определения величины ε_N
1,94	$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1})\,[1 + 4{,}922\ln N];\ k = 4{,}922$
2,83	$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1})\,[1 + 3{,}238\ln N];\ k = 3{,}238$
4,6	$\varepsilon_N = (\varepsilon_{мп1} + \varepsilon_{вп1})\,[1 + 1{,}453\ln N];\ k = 1{,}453$

$$k_2 = 0{,}075\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3}\right)^2 - 0{,}443\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3} + 0{,}868. \qquad (8)$$

Подобный характер деформирования имеет щебень из диабаза. На рис. 3–5 приведена зависимость вертикальной пластической деформации щебня из диабаза плотностью 2,4 г/см^3 от количества нагрузок [1] и девиаторов напряжений. Из анализа данных рис. 3–5 и результатов работы [1] следует, что накапливаемая деформация ε_N может быть связана с деформацией, накапливаемой после реализации первых 100 нагрузок ε_{100}. В табл. 6 приведены эмпирические формулы, описывающие данные рис. 3.

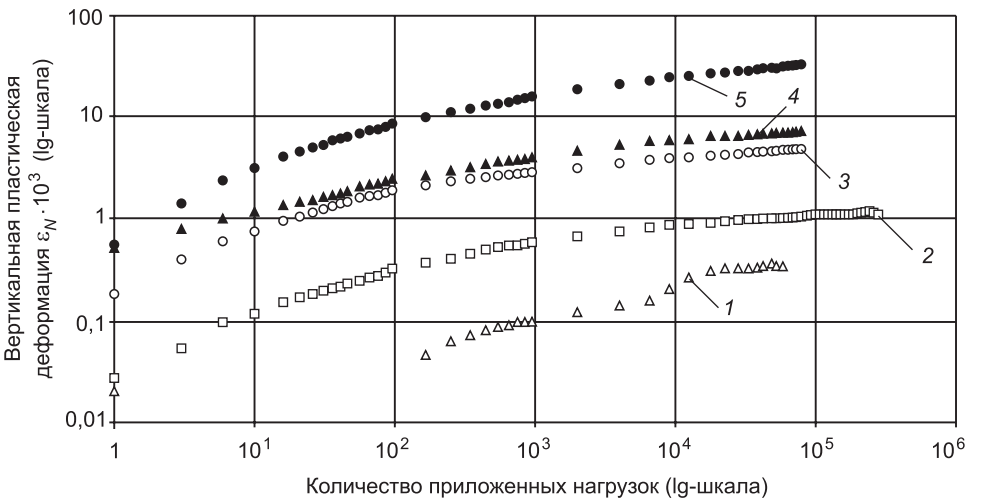


Рис. 3. Пластическое деформирование щебня из диабаза при σ_3 = 210 кПа [4]
1–5 — при (σ_1 – σ_3), соответственно (кПа) 105; 210; 420; 630; 840

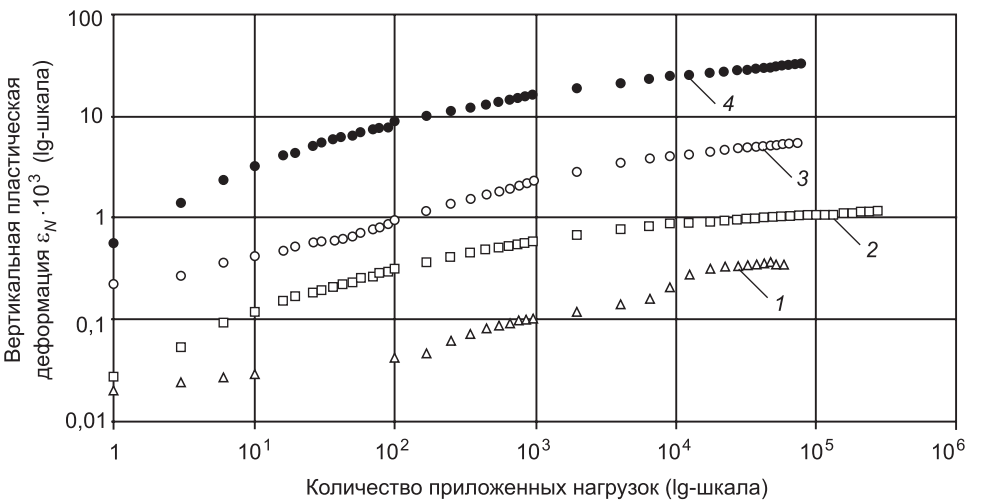


Рис. 4. Пластическое деформирование щебня из диабаза при σ_3 = 70 кПа [4]
1–4 — при (σ_1 – σ_3), соответственно (кПа) 70; 140; 350; 420

Из анализа данных табл. 4 следует, что моделировать необратимое деформирование диабаза целесообразно логарифмической функцией. Значения коэффициентов k_1 и k_2 зависимости (7) даны в табл. 7.

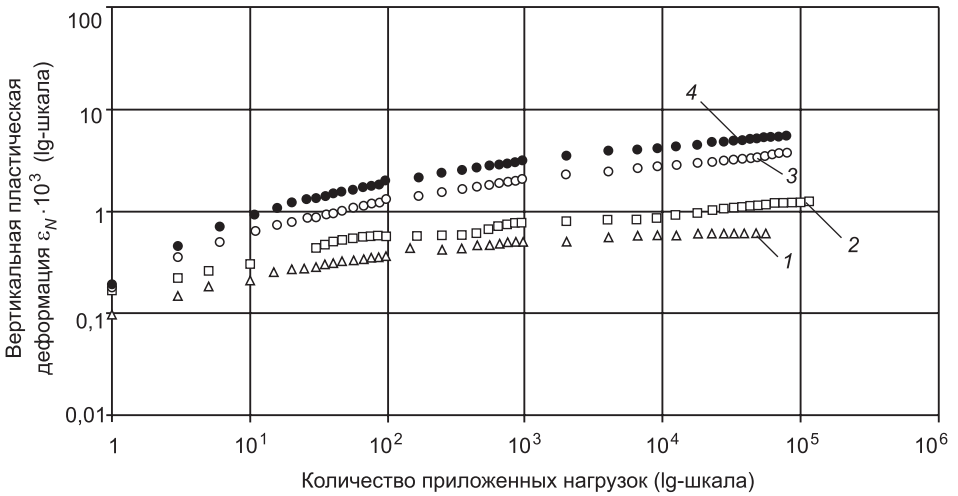


Рис. 5. Пластическое деформирование щебня из диабаза при σ_3 = 40 кПа [4]
1–4 — при $(\sigma_1 - \sigma_3)$, соответственно (кПа) 120; 160; 200; 240

Таблица 6

Формулы, связывающие отношение $\varepsilon_N/\varepsilon_{100}$ для диабаза при σ_3 = 210 кПа

Характеристика $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_3$	Формула для отношения $\varepsilon_N/\varepsilon_{100}$	
	степенная	логарифмическая
0,5	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}229N^{0{,}339}$, R^2 = 0,984	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 1{,}101\ln\frac{N}{100} + 1$, R^2 = 0,901
1	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}578N^{0{,}155}$, R^2 = 0,961	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}334\ln\frac{N}{100} + 1$, R^2 = 0,993
2	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}589N^{0{,}129}$, R^2 = 0,991	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}218\ln\frac{N}{100} + 1$, R^2 = 0,997
3	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}539N^{0{,}154}$, R^2 = 0,974	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}287\ln\frac{N}{100} + 1$, R^2 = 0,993
4	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}476N^{0{,}187}$, R^2 = 0,985	$\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_{100}} = 0{,}4\ln\frac{N}{100} + 1$, R^2 = 0,993

Выводы. 1. Кроме представленных зависимостей получены формулы, позволяющие рассчитывать остаточные деформации, накапливаемые различными гранулированными материалами (песчано-гравийной смесью, гранодиоритом и др.). Во всех случаях функция накопления деформации либо логарифмическая (7), либо степенная (в статье не приводится).

2. Обнаружена особенность, связанная с влиянием величины девиатора напряжений на характер затухающей деформации. При достаточно малой разности главных напряжений на первых циклах деформация меньше, чем при более высоких нагрузках. Поэтому отношение $\varepsilon_N/\varepsilon_{100}$ при малых девиаторах больше, чем при более высоком максимальном главном напряжении. Следовательно, на этой стадии деформирования

Таблица 7

Значения коэффициентов k_1 и k_2 для зависимости (7)

Характеристика $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_3$	Значения коэффициентов k_1 и k_2					
	при $\sigma_3 \le 40$ кПа		при $\sigma_3 = 70$ кПа		при $\sigma_3 \ge 210$ кПа	
	k_1	k_2	k_1	k_2	k_1	k_2
0,5	—	—	—	—	0,223	1,101
1	—	—	0,239	0,987	2,406	0,334
2	—	—	2,229	0,361	2,094	0,218
3	0,581	0,123	1,764	0,479	0,838	0,287
4	0,512	0,144	1,236	0,597	3,334	0,4
5	1,37	0,254	0,707	0,715	—	—
6	2,032	0,246	3,224	0,385	—	—

увеличение разности главных напряжений приводит к упрочнению материала за счет его уплотнения. Такая тенденция отмечается до тех пор, пока величина девиатора напряжений не достигнет определенного значения, при котором наблюдается обратная картина. С дальнейшим увеличением максимального главного напряжения (при том же значении σ_3) происходит известный переход затухающего характера деформирования в установившийся.

3. В условиях эксплуатации дорог транспортные средства двигаются с различными скоростями, что обусловливает разную продолжительность напряженного состояния. В известных формулах табл. 1–3 эту особенность учесть нельзя, поэтому разложение деформации ε_1 на $\varepsilon_{мп1}$ и $\varepsilon_{вп1}$ авторы находят вполне обоснованным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Werkmeister, S. Plastisches Verformungsverhalten von Tragschichtenohne Bindemittel in Straßenbefestigungen [Text] / S. Werkmeister // Dissertation von der Fakultät Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs genehmigte. — 2003. — 189 S.
2. Arnold, G.K. Rutting of Granular Pavements [Text] / G.K. Arnold // Thesis submitted to the University of Nottingham for the degree of Doctor of Philosophy, November 2004. — 417 p.
3. Leng, J. Characteristics and Behavior of Geogrid-Reinforced Aggregate under Cyclic Load [Text] / J. Leng// A Dissertation ... for the Degree of Doctor of Philosophy. — 2002. — 152 p.
4. Barksdale, R.D. Laboratory Evaluation of Rutting in Base course Materials [Text] / R.D. Barksdale // Proceedings of the 3rd International Conference on Asphalt Pavements. — London, 1972. — P. 161–174.

АЛЕКСАНДРОВ Анатолий Сергеевич, канд. техн. наук, доц.; E-mail: aleksandrov00@mail.ru
Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия (СибАДИ)
КИСЕЛЕВА Наталья Юрьевна, препод.
Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия (СибАДИ)

Получено после доработки 10.04.12

Aleksandrov Anatoliy Sergeyevich, candidate of technical sciences, assistant professor; E-mail: aleksandrov00@mail.ru, Siberian State Automobile and Road Academy (SibADI), Russia

Kiseleva Natalia Yuryevna, lecturer, Siberian State Automobile and Road Academy (SibADI), Russia

PLASTIC DEFORMATION OF THE GNEISSES AND DIABASE MATERIALS EXPOSURE REPEATED LOADS

A method of calculating the residual strain under cyclic loading effects by integrating the power functions describing the increment of plastic deformation. Based on the analysis of experimental data on the dependence of residual strain on the number of loads, the maximum and minimum stresses the coefficients of these equations.

Key words: triaxial tests, gneiss, diabase, rubble of gneiss rubble of diabase.

REFERENCES

1. Werkmeister, S. Plastisches Verformungsverhalten von Tragschichtenohne Bindemittel in Straßenbefestigungen [Text] / S. Werkmeister // Dissertation von der Fakultät Bauingenieurwesen der Technischen Universität Dresden zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs genehmigte. — 2003. — 189 S.
2. Arnold, G.K. Rutting of Granular Pavements [Text] / G.K. Arnold // Thesis submitted to the University of Nottingham for the degree of Doctor of Philosophy, November 2004. — 417 p.
3. Leng, J. Characteristics and Behavior of Geogrid-Reinforced Aggregate under Cyclic Load [Text] / J. Leng// A Dissertation ... for the Degree of Doctor of Philosophy. — 2002. — 152 p.
4. Barksdale, R.D. Laboratory Evaluation of Rutting in Base course Materials [Text] / R.D. Barksdale // Proceedings of the 3rd International Conference on Asphalt Pavements. — London, 1972. — P. 161–174.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

УДК 621.974:621.542.001

Д.Э. АБРАМЕНКОВ, Э.А. АБРАМЕНКОВ, А.В. ГРУЗИН, Е.И. КРУТИКОВ, А.С. ПОПОВА, Д.А. ПОПОВ

ПРИНЦИПИАЛЬНЫЕ СХЕМЫ БЕСКЛАПАННЫХ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ УДАРНЫХ МЕХАНИЗМОВ С КОАКСИАЛЬНОЙ КАМЕРОЙ ВОЗДУХОПРОВОДА И ИХ ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ

Приведено физико-математическое описание пневмоударных механизмов бесклапанного типа с инерционным стержнем в системе воздухораспределения.

Ключевые слова: пневмоударный механизм, инерционный стержень, камера рабочего хода, камера атмосферного давления, камера сетевого давления, ударник.

Представленная работа является логическим продолжением описания физико-математических моделей пневмоударных механизмов, рассматриваемых в русской школе пневматических машин ударного действия с начала 1900 года[1–4].

Предлагаемые для рассмотрения механизмы согласно классификации пневматических машин по назначению [1] и классификации пневматических молотов [2] навесных на базовых носителях колесного и гусеничного типов строительных машин могут быть применены для погружения шпунта и свай с использованием копровых установок соответствующей грузоподъемности.

Согласно классификации [2] представленная группа молотов соответствует признакам А, Б, Г, Ж, И: средства воздухоподвода, воздухораспределения, корпус неподвижный, ударник бесштоковый, наковальня. По средствам Б базовым конструктивным признаком является а2: клапан круглого сечения выполнен на подвижном стержне отдельно от наковальни и является инерционным, находящимся под воздействием импульса отскока со стороны наковальни и камеры атмосферного воздуха (давления) и импульса давления со стороны камеры сетевого воздуха (давления).

Ранее в работах авторов были описаны устройства и принцип действия пневмоударных механизмов бесклапанного типа с инерционным стержнем,

[1] Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Аньшин В.В. и др. Физико-математические модели и расчет пневматических механизмов машин ударного действия: справ. пособие. Т. 1 (1900–1965). Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2002. 281 с.

[2] Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Аньшин В.В. и др. Физико-математические модели и расчет пневматических механизмов машин ударного действия: справ. пособие. Т. 2 (1966–1985). Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2002. 409 с.

[3] Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Аньшин В.В. и др. Физико-математические модели и расчет пневматических механизмов машин ударного действия: справ. пособие. Т. 3 (1986–2000). Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2003. 372 с.

[4] Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Аньшин В.В. и др. Физико-математические модели и расчет пневматических механизмов машин ударного действия: справ. пособие. Т. 4 (2001–2005). Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2011. 421 с.

© Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В., Крутиков Е.И., Попова А.С., Попов Д.А., 2012

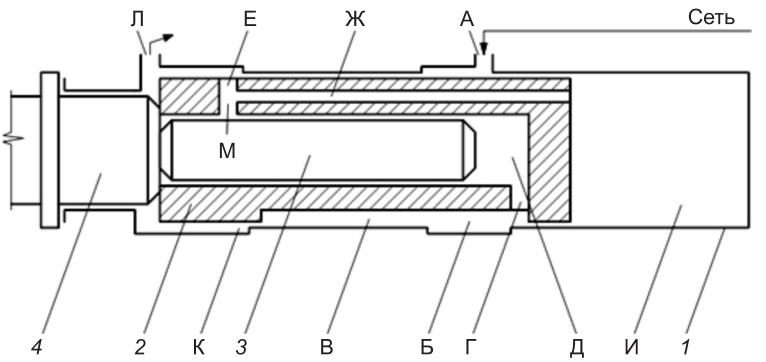


Рис. 1. Принципиальная схема пневмоударного механизма [3]

а также дано их физико-математическое описание. В настоящей работе укажем недостатки и особенности рассматриваемых здесь механизмов.

На рис. 1 представлена принципиальная схема пневмоударного механизма с дроссельно-бесклапанным воздухораспределением [3]. Сжатый воздух из сети по каналу А корпуса-цилиндра *1* постоянно поступает в выточку проточной камеры Б и в зависимости от положения ударника либо по лыске В и впускному каналу Г в камеру Д сетевого давления (она же камера холостого хода), образованную центральным каналом ударника *2* и взаимодействующим с ним удлиненным стержнем *3* инструмента *4*, либо одновременно по каналу М в камеру Д и по каналу Ж в управляемую камеру И рабочего хода.

Опорожнение камеры И осуществляется через каналы Ж, Е в ударнике, камеру К атмосферного давления и выпускной канал Л в корпусе-цилиндре. Под действием разности силовых импульсов со стороны камер К, Д и И ударник совершает возвратно-поступательное движение и периодически наносит удары по кольцевой ступени инструмента.

В качестве недостатков принципиальной схемы механизма следует отметить:

— наличие камеры К атмосферного давления, что уменьшает количество рабочих площадей ударника, участвующих в формировании силового импульса давления и снижает энергетический потенциал механизма;

— впуск воздуха в камеру И рабочего хода осуществляется в конце холостого хода, что требует увеличения геометрического сечения каналов Е, Ж, чтобы обеспечить камеру И сетевым воздухом для формирования расчетного значения силового импульса давления с ее стороны.

Положительным свойством является продолжительный процесс расширения воздуха со стороны камеры И, а следовательно, более полное использование энергии воздуха в рабочем процессе.

Указанный недостаток конструктивного решения каналов Е и Ж исключен в принципиальной схеме пневмоударного механизма, приведенной на рис. 2. Сжатый воздух из сети по каналу А корпуса-цилиндра *1* постоянно поступает в выточку проточной камеры Б и в зависимости от положения ударника либо по лыске В и впускному каналу Г в камеру Д сетевого давления (она же камера холостого хода), образованную центральным каналом ударника *2* и взаимодействующим с ним удлиненным стержнем *3* инструмента *4*, либо по ярусам каналов $Е_{3,\,2,\,1}$ в камеру Д и по каналу Ж в управляемую камеру И рабочего хода. Опорожнение камеры И осуществляется через каналы Ж, Е в ударнике, камеру К атмосферного давления и выпускной канал Л в корпусе-цилиндре. Под действием разности силовых импульсов со стороны камер К, Д и И ударник совершает возвратно-поступательное движение и периодически наносит удары по

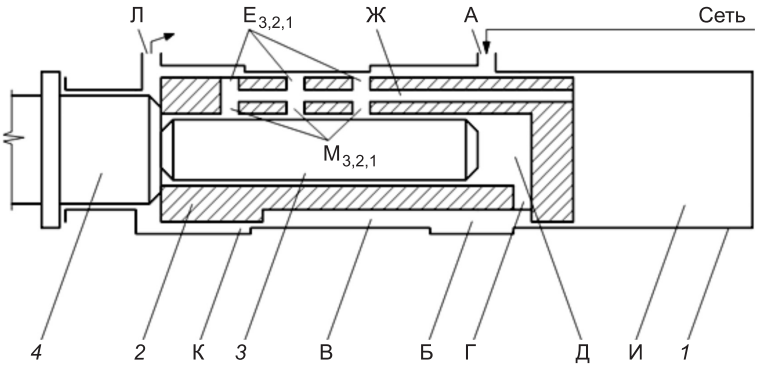


Рис. 2. Принципиальная схема модернизированного варианта пневмоударного механизма [3]

кольцевой ступени инструмента. Стержень *3* может быть выполнен как отдельно от инструмента *4*, так и вместе с ним.

В качестве положительного свойства схемы механизма укажем возможность впуска в камеру воздуха через каналы Е в большем количестве, чем существенно повышается значение импульса давления камеры рабочего хода при сечении канала Ж, что не потребует увеличения диаметральных сечений ударника *2* и корпуса-цилиндра *1*. Однако увеличенные геометрические сечения каналов $E_{3,2,1}$ и Ж могут создать значительное противодавление воздуха в камере И и этим вызвать преждевременное торможение и остановку ударника *2*, нарушив его расчетную величину хода и понизив энергию единичного удара при некотором повышении частоты ударов.

Отметим, что камеры Д и Б имеют практически одинаковое давление воздуха, поэтому можно допустить отсутствие течений воздуха по каналу Ж в каналы $M_{3,2,1}$ и далее в камеру Д. Также не будет перетеканий воздуха из камеры Д в каналы М. Следует учитывать наличие перетеканий воздуха по каналам Е и Ж в камеру И и обратно.

Физико-математическое описание пневмоударных механизмов, изображенных на рис. 1 и 2, подобно, если учесть количество каналов Е, Ж, М и координаты начала впуска воздуха из кольцевой камеры Б в камеру И. Описание представлено без ограничений по координатам впуска воздуха в камеры Д, И и выпуска воздуха из камер И и Л.

Бародинамическая составляющая

$$\begin{cases} \dfrac{dp_{\text{К}}}{dt}=\dfrac{k}{V_{\text{К}}+x_{\text{у}}(S_{\text{у}}-S_{\text{с}})}\left[W(\omega_{\text{КН}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{КН}}-\omega_{\text{ЛК}}\varphi_{\text{ЛК}})-p_{\text{КН}}\left(\dfrac{dx_{\text{у}}}{dt}\right)(S_{\text{у}}-S_{\text{с}})\right], \\ \dfrac{dp_{\text{Б}}}{dt}=\dfrac{k}{V_{\text{Б}}+V_{\text{В}}}[W(\omega_{\text{БА}}\varphi_{\text{БА}}-\omega_{\text{ДБ}}\varphi_{\text{ДБ}})], \\ \dfrac{dp_{\text{Д}}}{dt}=\dfrac{k}{V_{\text{Д}}+x_{\text{у}}S_{\text{с}}}\left[W(\omega_{\text{ДБ}}\varphi_{\text{ДБ}}-\omega_{\text{ИМ}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ИМ}}+\omega_{\text{ИБ}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ИБ}})-p_{\text{Б}}\left(\dfrac{dx_{\text{у}}}{dt}\right)S_{\text{с}}\right], \\ \dfrac{dp_{\text{И}}}{dt}=\dfrac{k}{V_{\text{И}}+x_{\text{у}}S_{\text{с}}}\left[W(\omega_{\text{ИБ}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ИБ}}+\omega_{\text{ИМ}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ИМ}}-\omega_{\text{ЕИ}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ЕИ}}-\right. \\ \left.-\omega_{\text{ЛК}}(x_{\text{у}})\varphi_{\text{ЛК}})-p_{\text{И}}\left(\dfrac{dx_{\text{у}}}{dt}\right)S_{\text{у}}\right]. \end{cases} \quad (1)$$

Термодинамическая составляющая

$$
\begin{cases}
\dfrac{d\theta_{К}}{dt} = \dfrac{\theta_{К}}{p_{К}(V_{К} + x_{у}(S_{у} - S_{с}))}\left[W(\omega_{КИ}(x_{у})\varphi_{КИ}\Omega_{КИ} - \omega_{ЛК}\varphi_{ЛК}\Omega_{ЛК}) - \right. \\
\left. -(k-1)p_{К}\left(\dfrac{dx_{у}}{dt}\right)(S_{у} - S_{с}) \right], \\
\dfrac{d\theta_{Б}}{dt} = \dfrac{\theta_{Б}}{p_{Б}(V_{Б} + V_{В})}[W(\omega_{БА}\varphi_{БА}\Omega_{БА} - \omega_{ДБ}\varphi_{ДБ}\Omega_{ДБ})], \\
\dfrac{d\theta_{Д}}{dt} = \dfrac{\theta_{Д}}{p_{Д}(x_{у}S_{с} + V_{Д})}\left[W(\omega_{ДБ}\varphi_{ДБ}\Omega_{ДБ} - \omega_{ИМ}\varphi_{ИМ}\Omega_{ИМ} + \right. \\
\left. +\omega_{ИБ}(x_{у})\varphi_{ИБ}\Omega_{ИБ}) - (k-1)p_{Д}\left(\dfrac{dx_{у}}{dt}\right)S_{у} \right], \\
\dfrac{d\theta_{И}}{dt} = \dfrac{\theta_{И}}{p_{И}(V_{И} - x_{у}S_{с})}\left[W(\omega_{ИБ}(x_{у})\varphi_{ИБ}\Omega_{ИБ} - \omega_{ИМ}(x_{у})\varphi_{ИМ}\Omega_{ИМ} + \right. \\
\left. +\omega_{ЕИ}(x_{у})\varphi_{ЕИ}\Omega_{ЕИ}) + (k-1)p_{И}\left(\dfrac{dx_{у}}{dt}\right)S_{у} \right].
\end{cases}
\tag{2}
$$

Баромеханическая составляющая

$$
\begin{cases}
\dfrac{d^{2}x_{у}}{dt^{2}} = \dfrac{p_{К}(S_{у} - S_{с}) + p_{Д}S_{с} - p_{И}S_{у}}{m_{у}} & \text{при} \quad x_{у} > 0, \\
\left(\dfrac{dx_{у}}{dt}\right)_{0} = -k_{у}\left(\dfrac{dx_{у}}{dt}\right)_{у} & \text{при} \quad x_{у} \le 0, \\
\dfrac{d^{2}x_{к}}{dt^{2}} = \dfrac{p_{К}(S_{у} - S_{с}) + p_{Д}S_{с} - p_{И}S_{у} - F_{н}}{m_{к}} & \text{при} \quad x_{к} > 0, \\
\left(\dfrac{dx_{к}}{dt}\right)_{0} = -k_{к}\left(\dfrac{dx_{к}}{dt}\right)_{у} & \text{при} \quad x_{к} \le 0.
\end{cases}
\tag{3}
$$

Здесь $V_{Б}$, $V_{Д}$, $V_{И}$, $V_{К}$ — объемы камер сетевого давления, проточной (холостого хода), рабочего хода и атмосферного давления;

$p_{А}$, $p_{И}$, $p_{К}$, $p_{Б}$, $p_{Д}$ — давление воздуха атмосферного, в камерах рабочего хода, атмосферного давления, сетевого давления, в проточной камере (холостого хода);

$\omega_{БА}$, $\omega_{ДБ}$, $\omega_{ИА}$, $\omega_{ИД}$, $\omega_{КИ}$ — площадь проходных сечений каналов (дросселей) впуска в камеру сетевого давления, проточную (холостого хода), рабочего хода, атмосферного давления и атмосферу;

$\varphi_{БА}$, $\varphi_{ДБ}$, $\varphi_{ИА}$, $\varphi_{ИД}$, $\varphi_{КИ}$ — бародинамические функции воздуха для пропуска через площади проходки сечений $\omega_{БА}$, $\omega_{ДБ}$, $\omega_{ИА}$, $\omega_{ИД}$, $\omega_{КИ}$;

$\theta_{Б}$, $\theta_{Д}$, $\theta_{И}$, $\theta_{К}$ — температура воздуха с объемами $V_{Б}$, $V_{Д}$, $V_{И}$, $V_{К}$;

$\Omega_{БА}$, $\Omega_{ДБ}$, $\Omega_{ИА}$, $\Omega_{ИД}$, $\Omega_{КИ}$ — термодинамические функции воздуха в каналах с площадями проходных сечений $\omega_{БА}$, $\omega_{ДБ}$, $\omega_{ИА}$, $\omega_{ИД}$, $\omega_{КИ}$;

$W = \left[\frac{2kR}{k-1}\right]^{\frac{1}{2}}$, k — показатель процесса в рабочих камерах, R — газовая постоянная;

$x_к$, $x_у$ — перемещение корпуса-цилиндра и ударника;

$m_к$, $m_у$ — масса корпуса-цилиндра и ударника;

$S_у$, $S_с$ — площадь диаметральных сечений ударника, стержня;

$F_н$ — усилие нажатия на корпус-цилиндр;

$k_у$, $k_к$ — коэффициенты отскока ударника и корпуса-цилиндра от хвостовика инструмента.

Рабочие площади со стороны камер И, Д и К: $S_И = S_у$, $S_Д = S_с$, $S_К = S_у - S_с$.

Площадь $S_И$ — диаметральное сечение ударника *2* со стороны корпуса-цилиндра *1* для камеры И; $S_Д$ — камеры Д проточной (холостого хода); $S_К$ — камеры К атмосферного давления и удлиненного стержня *3*, опертого на хвостовик инструмента *4* (см. рис. 1, 2).

В системе уравнений, описывающих рабочий процесс пневмоударного механизма рассматриваемого типа, процессы перетечек и утечек опущены. Возможные обратные течения воздуха учтены выражениями (4) и (5). Согласно зависимостям Сен-Венана – Вантцеля функции φ имеют одинаковую форму записи и могут иметь вид

$$\varphi_{ij} \equiv \varphi_{ji} = \begin{vmatrix} 0{,}5283 > p_j / p_i & p_i \sqrt{\theta_i} \cdot 0{,}2588, \\ 0{,}5283 \le p_j / p_i & p_i \sqrt{\theta_i} \sqrt{(p_j / p_i)^{2/k} - (p_j / p_i)^{(k+1)/k}}, \\ 0{,}5283 > p_i / p_j & -p_j \sqrt{\theta_j} \cdot 0{,}2588, \\ 0{,}5283 \le p_i / p_j & -p_j \sqrt{\theta_j} \sqrt{(p_i / p_j)^{2/k} - (p_i / p_j)^{(k+1)/k}}, \end{vmatrix} \quad (4)$$

где индекс i обозначает направление течения воздуха «куда», а j — «откуда».

Для функции Ω запись аналогична:

$$\Omega_{ij} \equiv \Omega_{ji} = \begin{vmatrix} \varphi_{ij} > 0 & k-1, \\ \varphi_{ij} \le 0 & k-(\theta_j / \theta_i), \\ \varphi_{ji} > 0 & k-(\theta_i / \theta_j), \\ \varphi_{ji} \le 0 & k-1. \end{vmatrix} \quad (5)$$

При предварительном рассмотрении рабочих процессов пневмоударных механизмов, представленных схемами на рис. 1 и 2, можно опускать комплексы обратных течений воздуха, если принять допущение о невозможности обратных течений воздуха по дросселям (каналам) при наличии соответствующих посадок между контактирующими подвижными деталями: ударник — корпус (цилиндр), ударник — стержень.

Теоретический и практический интерес представляют рациональные значения соотношений между объемами камер, проходными сечениями дросселей (каналов) впуска – выпуска и координаты их расположения.

Рассмотрим пневмоударный механизм, схема которого приведена на рис. 3. Сжатый воздух из сети по каналу А корпуса-цилиндра *1* поступает в выточку проточной камеры Б и по лыске В и ярусами впускных каналов Г в камеру Д сетевого давления (она же камера холостого хода), образо-

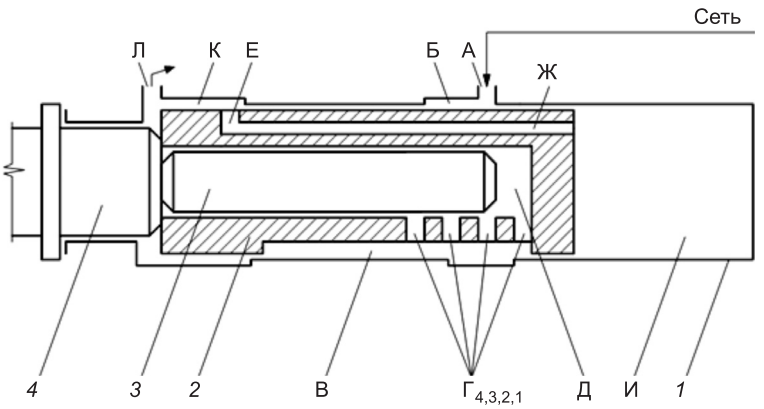


Рис. 3. Пневмоударный механизм бесклапанного типа [4]

ванную центральным каналом ударника *2* и взаимодействующим с ним удлиненным стержнем *3* инструмента *4*. Воздух из камеры Б в зависимости от положения ударника поступает по каналу ЖЕ в управляемую камеру И рабочего хода. Опорожнение камеры И осуществляется через канал ЖЕ в ударнике, камеру К атмосферного давления и выпускной канал Л в корпусе-цилиндре. Под действием разности силовых импульсов со стороны камер К, Д и И ударник совершает возвратно-поступательное движение и периодически наносит удары по кольцевой ступени инструмента. Стержень *3* может быть выполнен как отдельно от инструмента *4*, так и вместе с ним.

В качестве недостатков этого пневмоударного механизма отметим:

— процесс впуска воздуха по каналу ЕЖ в камеру И рабочего хода осуществляется в конце холостого хода, что требует увеличения геометрического сечения канала ЕЖ с целью обеспечения камеры И сетевым воздухом для формирования расчетного значения силового импульса давления с ее стороны;

— наличие камеры К атмосферного давления, что уменьшает количество рабочих площадей ударника, участвующих в формировании силового импульса давления, и снижает энергетический потенциал механизма.

Положительным свойством является продолжительный процесс расширения воздуха со стороны камеры И, а следовательно, более полное использование энергии воздуха в рабочем процессе.

Отличие механизма, схема которого представлена на рис. 4, состоит в замене лыски В на паз $В_О$, что усложняет выполнение ударника *2* и сни-

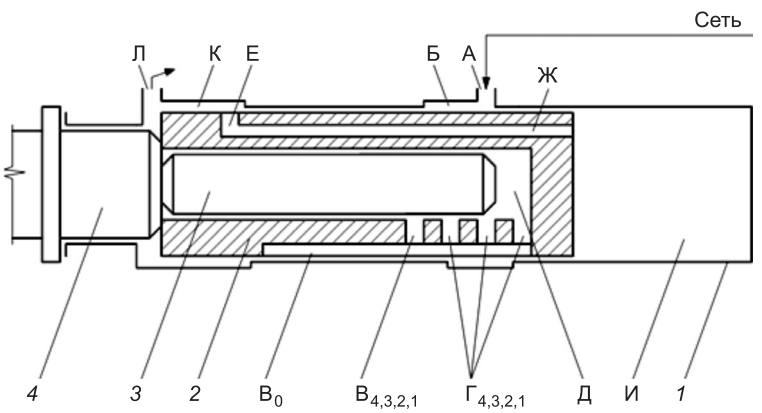


Рис. 4. Принципиальная схема пневмоударного механизма [4]

жает количество воздуха, подаваемого из камеры Б в камеру Д, и может понизить величину силового импульса давления с ее стороны.

Сжатый воздух из сети по каналу А корпуса-цилиндра *1* поступает в выточку проточной камеры Б и через паз В и ярусы впускных каналов Г в камеру Д сетевого давления (она же камера холостого хода), образованную центральным каналом ударника *2* и взаимодействующим с ним удлиненным стержнем *3* инструмента *4*. Воздух из камеры Б в зависимости от положения ударника поступает по каналу ЖЕ в управляемую камеру И рабочего хода. Опорожнение камеры И осуществляется через канал ЖЕ в ударнике, камеру К атмосферного давления и выпускной канал Л в корпусе-цилиндре.

Под действием разности силовых импульсов со стороны камер И, Д и К ударник совершает возвратно-поступательное движение и периодически наносит удары по кольцевой ступени инструмента. Стержень *3* может быть выполнен как отдельно от инструмента *4*, так и вместе с ним.

Физико-математическое описание работы пневмоударных механизмов (см. рис. 3 и 4) представлено в качественных и количественных показателях при условии равнопоперечных сечений лыски и паза при их одинаковой длине.

Пневмоударный механизм, схема которого на рис. 5, отличается от схем на рис. 3 и 4 дозированием впуска воздуха из камеры Б в камеру Д посредством каналов В и Г. Ярусное расположение каналов В и Г упрощает конструктивное исполнение ударника *2* за счет исключения лыски В или паза $В_О$. Такое исполнение потребует увеличения геометрических сечений каналов В и Г, что может ослабить ударные свойства ударника.

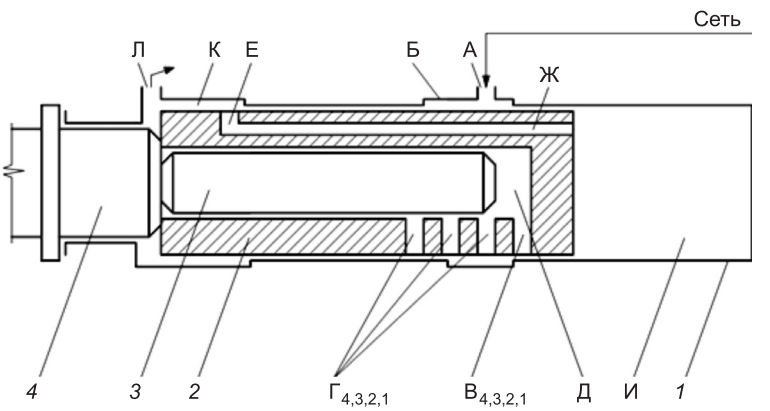


Рис. 5. Принципиальная схема пневмоударного механизма [4]

Сжатый воздух из сети по каналу А корпуса-цилиндра *1* поступает в выточку проточной камеры Б и через ярусы впускных каналов $Г_{4,3,2,1}$ $В_{4,3,2,1}$ в камеру Д сетевого давления (она же камера холостого хода), образованную центральным каналом ударника *2* и взаимодействующим с ним удлиненным стержнем *3* инструмента *4*. Воздух из камеры Б в зависимости от положения ударника поступает по каналу ЖЕ в управляемую камеру И рабочего хода. Опорожнение камеры И осуществляется через канал ЖЕ в ударнике, камеру К атмосферного давления и выпускной канал Л. Под действием разности силовых импульсов со стороны камер К, Д и И ударник совершает возвратно-поступательное движение и периодически наносит удары по кольцевой ступени инструмента.

При физико-математическом описании рабочего процесса механизма можно воспользоваться предыдущими описаниями с изменением уравнений для $\left(\frac{dp_{Д}}{dt}\right)\left(\frac{d\theta_{Д}}{dt}\right)$, представив их в виде (согласно рис. 5)

$$\frac{dp_{Д}}{dt}=\frac{k}{V_{ДБ}+x_{у}S_{с}}\left[W(\omega_{ДГ1Б}(x_{у})\varphi_{ДГ1Б}+\omega_{ДГ2Б}(x_{у})\varphi_{ДГ2Б}+\omega_{ДГ3Б}(x_{у})\varphi_{ДГ3Б}+\right.$$

$$\left.+\omega_{ДГ4Б}(x_{у})\varphi_{ДГ4Б})-p_{Д}\left(\frac{dx_{у}}{dt}\right)S_{с}\right],$$

$$\frac{d\theta_{Д}}{dt}=\frac{\theta_{Д}}{p_{Д}(V_{Д}+x_{у}S_{с})}\left[W(\omega_{ДГ1Б}(x_{у})\varphi_{ДГ1Б}\Omega_{ДГ1Б}+\omega_{ДГ2Б}(x_{у})\varphi_{ДГ2Б}\Omega_{ДГ2Б}+\right.$$

$$\left.+\omega_{ДГ3Б}(x_{у})\varphi_{ДГ3Б}\Omega_{ДГ3Б}+\omega_{ДГ4Б}(x_{у})\varphi_{ДГ4Б}\Omega_{ДГ4Б})-(k-1)p_{Д}\left(\frac{dx_{у}}{dt}\right)S_{с}\right].$$

В процессе моделирования $\left(\frac{dp_{Д}}{dt}\right)\left(\frac{d\theta_{Д}}{dt}\right)$ количество дросселей каналов В может быть любым конструктивно возможным, и ввод их в процесс впуска воздуха определяется положением координаты $x_{у}$ ударника и площадью сечения каналов Г входа и В выхода в камеру Д. В качестве допущения каналы $Г_{(1,2,..,n)}$ могут быть приняты равными по площади сечения, что не нарушает условие равенства количества воздуха, вошедшего в каналы Г из камеры Б и вышедшего из канала Г в камеру Д, даже в случае различия этих площадей сечений. Практически из конструктивных и технологических соображений дроссели (каналы) Г выполняются одинаковыми по форме и величине площади сечения. При необходимости дроссели (каналы) Г могут быть различными по форме и площади, что должно учитываться при назначении (задании) параметров ω. Замечания по учету параметров ω распространяются на физико-математические описания принципиальных схем пневмоударных механизмов [3, 4], включая их варианты.

Выводы. Уравнения, описывающие рабочий процесс с точки зрения давления и температуры воздуха в камерах пневмоударного механизма, удобны по форме записи и позволяют без указания координат начала и окончания впуска и выпуска при согласовании с принципиальной схемой прогнозировать качество протекаемых процессов в дросселях (каналах) системы воздухораспределения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Абраменков, Э.А. Пневматические механизмы машин ударного действия : справ. изд. [Текст] /Э.А. Абраменков, Д.Э. Абраменков. — Новосибирск : Изд-во НГУ, 1993. — 430 с.
2. Мельникова, А.С. Развитие конструкций молотов для погружения свай в грунтовые среды : исторический аспект [Текст] / А.С. Мельникова, А.С. Дедов, А.В. Грузин, Д.Э. Абраменков // Изв. вузов. Строительство. — 2011. — № 11. — С. 75–78.
3. А. с. 1596106 СССР. Пневматический молоток [Текст] / Д.Э. Абраменков, Э.А. Абраменков. — Опубл. в БИ. — 1990. — № 36.
4. А. с. 1527410 СССР. Пневматический молоток [Текст] / Д.Э. Абраменков, Э.А. Абраменков. — Опубл. в БИ. — 1989. — № 45.

АБРАМЕНКОВ Дмитрий Эдуардович, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
АБРАМЕНКОВ Эдуард Александрович, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
ГРУЗИН Алексей Владимирович, студ.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
КРУТИКОВ Евгений Игоревич, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
ПОПОВА Анна Сергеевна, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
ПОПОВ Денис Александрович, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 09.04.12

Abramenkov Dmitry Eduardovich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Abramenkov Eduard Alexandrovich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Gruzin Alexey Vladimirovich, student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Krutikov Evgeniy Igorevich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Popova Anna Sergeevna, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Popov Denis Alexandrovich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

SCHEMATIC DIAGRAMS VALVELESS PNEUMATIC HAMMER MECHANISM WITH COAXIAL AIR PIPES CAMERA AND THEIR PHYSICAL AND MATHEMATICAL DESCRIPTION

Given physical and mathematical description of the type ofvalveless air percussion arrangements with the inertial system of air distribution in the core.

Key words: air percussion mechanism, delayed rod chamber of the working stroke, atmospheric pressure chamber, chamber pressure mains, drummer.

REFERENCES

1. Abramenkov, E.A. Pneumatic hammer mechanism machines : Reference Book [Text] / E.A. Abramenkov, D.E. Abramenkov. — Novosibirsk : Publ. House of Novosibirsk State University, 1993. — 430 p.
2. Melnikova, A.S. Development of designs hammers for piling into the groundwater environment: a historical dimension [Text] / A.S. Melnikova, A.S. Dedov, A.V. Gruzin, D.E. Abramenkov // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2011. — N 11. — P. 75–78.
3. A. s. 1596106 USSR. Pneumatic hammer [Text] / D.E. Abramenkov, E.A. Abramenkov. — Publ. BI 1990. — N 36.
4. A. s. 1527410 USSR. Pneumatic hammer [Text] / D.E. Abramenkov, E.A. Abramenkov. — Publ. BI 1989. — N 45.

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

УДК 691.892.004

А.Б. ВИНОГРАДОВ, В.Б. ЛОМУХИН, В.В. СУРГИН

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МОДИФИКАТОРА МОТОРНОГО МАСЛА НА ОСНОВЕ СЕРПЕНТИНА И МЯГКИХ МЕТАЛЛОВ

Приведены впервые полученные результаты лабораторных исследований модификатора моторного масла, в состав которого входит серпентин и мягкие металлы.

Ключевые слова: модификатор моторного масла, износ, скорость износа.

Анализ работ современных исследователей [1–3 и др.] в области модифицирования моторного масла для увеличения безремонтной наработки двигателя внутреннего сгорания (ДВС) путем введения в масло специально разработанных модификаторов на различных основах позволяет выделить состав, принцип действия и недостатки их применения:

— реметаллизанты — составы на основе мелкодисперсных порошков, соединений или ионов мягких металлов (медь, олово и т.д.). Замена моторного масла без повторного внесения в него модификатора быстро сводит к нулю эффект от начальной обработки;

— полимерсодержащие антифрикционные модификаторы на основе политетрафторэтилена. Использование данных составов приводит к закоксованию поршневых колец, перегреву поршней и повышению оксидов азота в отработавших газах;

— геомодификаторы — составы на основе силиката магния — серпентина. При введении этих модификаторов в моторное масло в парах трения «шейка коленчатого вала — вкладыш подшипника» происходит абразивный износ.

Учитывая свойства серпентина притягивать к своей поверхности частички металла, предлагается модификатор, содержащий серпентин и мелкодисперсные мягкие металлы, которые, соединяясь в жидкой среде, будут образовывать конгломераты: в середине частички серпентина, а на поверхности более мелкие частички металла (рис. 1).

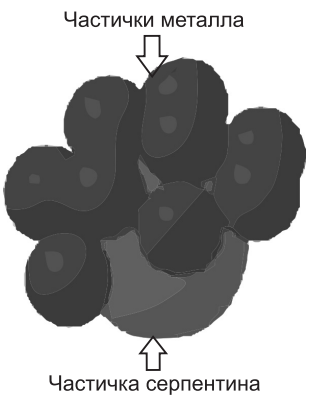


Рис. 1. Конгломерат предложенного модификатора

Разработанный модификатор действует следующим образом:

1. Конгломерат модификатора, проходя над небольшой трещиной (выбоиной) на поверхности трения детали, цепляется за нее частичками металла и заполняет трещину (рис. 2).

© Виноградов А.Б., Ломухин В.Б., Сургин В.В., 2012

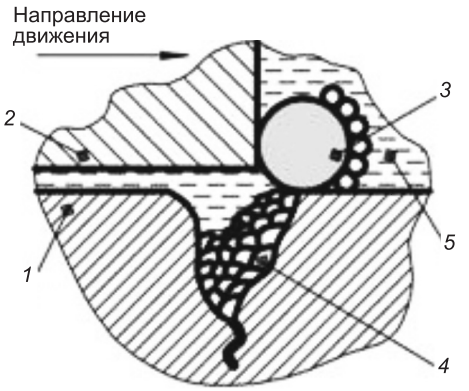


Рис. 2. Заполнение трещины (выбоины) частичками металла

1 — тело детали; *2* — тело взаимно перемещающейся детали; *3* — конгломерат частичек предложенного модификатора; *4* — частички металла; *5* — смазочное масло

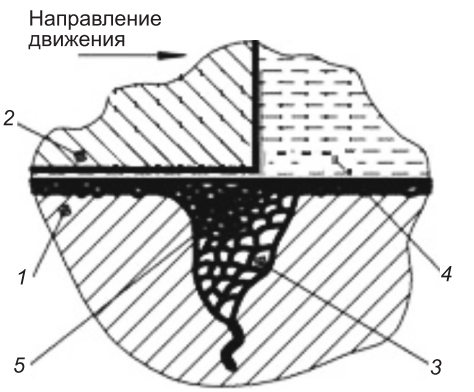


Рис. 3. Образование металломинерального слоя

1 — тело детали; *2* — тело взаимно перемещающейся детали; *3* — частички металла; *4* — смазочное масло; *5* — металлокерамический слой

2. Оставшийся конгломерат с небольшим количеством частичек металла и серпентина, повторно проходя над небольшой трещиной, образует металломинеральный слой (рис. 3).

Для исследования воздействия предложенного модификатора на износ вращающейся пары трения (сталь 40ХНМА и бронза БрО5ЦНС5) была разработана экспериментальная установка [4]. В качестве смазочных материалов использовали:

— для эксперимента № 1, чистое моторное масло 5W30;

— для эксперимента № 2, моторное масло 5W30 с модификатором Edial ДВС (серпентин);

— для эксперимента № 3, моторное масло 5W30 с модификатором РиМЕТ (сплав медь-олово);

— для эксперимента № 4, моторное масло 5W30 с разработанным модификатором (серпентин и сплав медь-олово).

Зависимость износов образцов во всех экспериментах оценивали полиномой второй степени.

Модель полиномы второй степени для экспериментов № 1–3

$$y = b_0 + b_1 x + b_2 x^2, \qquad (1)$$

где y — параметр исследуемого объекта;
x — фактор, влияющий на исследуемый объект;
b, b_1, b_2 — коэффициенты регрессии.

Модель полиномы второй степени для эксперимента № 4

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_{12} x_1 x_2 + b_{11} x_1^2 + b_{22} x_2^2, \qquad (2)$$

где y — параметр исследуемого объекта;
x_1, x_2 — факторы, влияющие на исследуемый объект;
b, b_1, b_2, b_{11}, b_{12}, b_{22} — коэффициенты регрессии.

В силу небольшого числа факторов для экспериментов № 1–3 проводили исследования по плану однофакторного эксперимента, а для эксперимента № 4 — полного факторного.

Целью обработки данных экспериментов № 1–3 является получение функциональных зависимостей износа образца от времени истирания $\Delta G = f(t)$. Для построения математических моделей использовался метод

наименьших квадратов. Однородность дисперсий значения отклика эксперимента проверяли по критерию Корхена, значимость коэффициентов — по t-критерию Стьюдента. Адекватность полученных зависимостей, отражающих связь функции отклика с исследуемыми факторами (3, 4 и 5), оценивали коэффициентами Фишера.

Уравнение регрессии, характеризующее износ образца при его смазывании чистым маслом

$$\Delta G = 0{,}0136 + 0{,}1795t + 0{,}002t^2, \quad (3)$$

уравнение регрессии, определяющее износ образца при его смазывании моторным маслом с модификатором на основе серпентина

$$\Delta G = 0{,}0038 + 0{,}371t - 0{,}0031t^2, \quad (4)$$

уравнение регрессии, показывающее износ образца при его смазывании моторным маслом с модификатором на основе мягкого металла

$$\Delta G = 0{,}0019 + 0{,}05t + 0{,}0021t^2, \quad (5)$$

где ΔG — износ образца, г;
t — время истирания образца, ч.

В эксперименте № 4 получили функциональную зависимость износа образца от времени истирания и концентрации мягких металлов в серпентине $\Delta G = f(t, v)$. Для построения математических моделей использовался регрессионный анализ. Однородность дисперсий значения отклика эксперимента проверяли по критерию Корхена, значимость коэффициентов — по t-критерию Стьюдента. Адекватность полученной зависимости, отражающей связь функции отклика с исследуемыми факторами (6), оценивали коэффициентами Фишера.

Уравнение регрессии, характеризующее износ образца при его смазывании моторным маслом с разработанным модификатором

$$\begin{aligned}\Delta G = {} & 1{,}453 + 0{,}29t - 0{,}069v - 4{,}034 \cdot 10^{-3} tv - \\ & - 3{,}472 \cdot 10^{-5} t^2 + 6{,}773 \cdot 10^{-4} v^2,\end{aligned} \quad (6)$$

где ΔG — износ образца, г;
t — время истирания образца, ч;
v — концентрация мягких металлов в серпентине, %.

Уравнения (3)–(5) аппроксимировали на 50 ч истирания с интервалом в 10 ч. Уравнение (6) аппроксимировали на 50 ч истирания с интервалом в 10 ч и концентрациями мягкого металла в серпентине 25, 50 и 75 %. Совместный график аппроксимированных данных потери веса образца приведен на рис. 4.

Взяв производную от уравнений (3) и (6), получим уравнения (7) и (8) скоростей износа соответствующих образцов. Результаты аппроксимации уравнений износа представлены в таблице.

$$\frac{d\Delta G}{dt} = 0{,}1795 + 0{,}004\,t, \quad (7)$$

$$\frac{d\Delta G}{dt, v} = 0{,}217 - 6{,}944 \cdot 10^{-5} t + 13{,}546 \cdot 10^{-4} v. \quad (8)$$

Выводы. Анализируя совместный график аппроксимированных данных потери веса образца (см. рис. 4), можно сделать вывод, что применение разработанного модификатора увеличивает ресурс трущегося сопря-

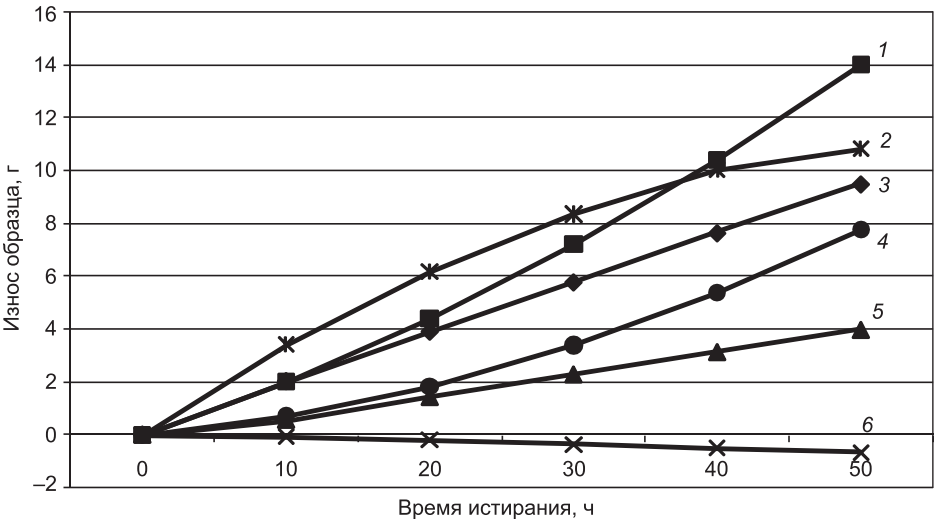


Рис. 4. Совместный график аппроксимированных данных потери веса образца

1 — образец, смазываемый чистым маслом; *2* — образец, смазываемый модификатором на основе серпентина; *3* — образец, смазываемый модификатором на основе мягких металлов; *4* — образец, смазываемый разработанным модификатором с содержанием 75 % серпентина и 25 % мягких металлов; *5* — образец, смазываемый разработанным модификатором с содержанием 50 % серпентина и 50 % мягких металлов; *6* — образец, смазываемый разработанным модификатором с содержанием 25 % серпентина и 75 % мягких металлов

Интенсивность износа образцов

Время аппроксимации, ч	Потеря веса образца, г/ч			
	без модификатора	модификатора 25 %	модификатора 50 %	модификатора 75 %
10	0,220	0,182	0,149	0,115
20	0,260	0,182	0,148	0,114
30	0,300	0,181	0,147	0,113
40	0,340	0,181	0,146	0,113
50	0,360	0,181	0,146	0,112

жения в диапазоне концентрации состава от 25 до 75 % мягкого металла в серпентине. 75%-й состав наиболее оптимально подходит для практического использования, так как не только способен повысить ресурс трущегося сопряжения, но и при определенной наработке частично его восстановить. А из таблицы видно, что скорость износа в среднем снижается в 1,2–1,9 раза в зависимости от применяемого состава предложенного модификатора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Г а р к у н о в, Д.Н. Триботехника : краткий курс [Текст] / Д.Н. Гаркунов, Э.Л. Мельников, В.С. Гаврилюк. — М. : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008.— 344 с.
2. Л о м у х и н, В.Б. Основы современной эксплуатации двигателей [Текст] / В.Б. Ломухин. — Новосибирск : Наука, 2004. — 188 с.
3. Присадки к моторным маслам (Статья) [Электронный ресурс]: // Компания «Авиталь Сервис. Мобильные автоуслуги»: [Сайт]. RUL: Http://a-vital.ru/prisadki-i-dobavki-k-motornym-maslam.html (Дата обращения: 07.10.2011).
4. С у р г и н, В.В. Проблемы и оборудование для изучения свойств ремонтно-восстановительных составов [Текст] / В.В. Сургин // Материалы III Всерос. науч.-практ. конф. «Ремонт. Восстановление. Реновация». — Уфа : Башк. ГАУ, 2012. — С. 38–41.

ВИНОГРАДОВ Алексей Борисович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: smae@sibstrin.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
ЛОМУХИН Владимир Борисович, канд. техн. наук, доц.; E-mail: dll91@mail.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
СУРГИН Вячеслав Владимирович, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 24.04.12

Vinogradov Alexey Borisovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: smae@sibstrin.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Lomuhin Vladimir Borisovich, candidate of technical sciences, assistant professor; E-mail: dll91@mail.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Surgin Vyacheslav Vladimirovich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

LABORATORY STUDIES OF MOTOR MODIFIER OIL-BASED SERPENTINE AND SOFT METAL

The paper presents the first results of laboratory study of the modifier in the engine oil, which is serpentine, and soft metals.

K e y w o r d s: modifier of motor oil, wear, wear rate.

REFERENCES

1. G a r k u n o v, D.N. Triboequipment : a short course [Text] / D.N. Garkunov, E.L. Melnikov, V.S. Gavrilyuk. — M. : Publishing House of Moscow State Technical University named after N.E. Bauman, 2008. — 344 p.
2. L o m u h i n, V.B. Bases of modern operation of engines [Text] / V.B. Lomuhin. — Novosibirsk : Science, 2004. — 188 p.
3. Additives for motor oils (Article) [electronic resource]: // Com-pany, «Avital Service. Mobile car services»: [site]. RUL: Http: // a-vital.ru/prisadki-i-dobavki-k-motornym-maslam.html (Date of application: 07.10.2011).
4. S u r g i n, V.V. Issues and equipment for studying the properties of the repair composition [Text] / V.V. Surgin // Materials III All-Russian scientific-practical conference «Repair. Recovery. Renovation». — Ufa : Bashkir State Agrarian University, 2012. — P. 38–41.

УДК 624.131.3

Е.Н. СЫЧКИНА, А.Б. ПОНОМАРЕВ

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАЧАЛЬНОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПОЛУСКАЛЬНЫХ ГРУНТОВ В ЛАБОРАТОРНЫХ УСЛОВИЯХ

Статья посвящена проблеме измерения начального напряженного состояния полускальных грунтов в лабораторных условиях. Особое внимание уделено методам определения давления предварительного уплотнения, коэффициента переуплотнения и коэффициента бокового давления в массиве грунта.

Ключевые слова: полускальный грунт, аргиллит, песчаник, элювий, начальное напряженное состояние, коэффициент переуплотнения, коэффициент бокового давления, трехосное сжатие.

Под начальным напряженным состоянием грунта понимается характер распределения вертикальных и горизонтальных напряжений в массиве до начала его загружения. Первые определяются массой вышележащих слоев, вторые обусловлены историей формирования грунтов. Их значения необходимо знать как при испытаниях образцов грунта в лабораторных условиях для вычисления механических характеристик, так и при расчетах деформаций грунта в основаниях зданий и сооружений. В первом случае образец грунта перед испытанием предварительно консолидируется вертикальными и/или горизонтальными напряжениями, во втором — при расчете оснований по деформациям задается начальное распределение напряжений от собственного веса грунта.

В зарубежной практике проектирования широко используются следующие показатели природного напряженного состояния грунтов: давление предварительного уплотнения, или максимальное историческое давление в массиве грунта (σ_{vmax}), коэффициент переуплотнения (OCR — overconsolidation ratio), а также коэффициент бокового давления в массиве грунта (ξ).

В России изучением параметров переуплотнения глинистых грунтов и методов их определения в разные годы занимались М.Н. Гольштейн, С.Р. Месчян, Г.Г. Болдырев и др. Однако в российские нормативные документы данные выполненных исследований так и не были включены. В связи с выходом нового СП 22.13330.2011 (актуализированная редакция СНиП 2.02.01–83*) «Основания зданий и сооружений», при выполнении работ под ответственные или уникальные здания, на первый план выходят испытания грунтов в приборах трехосного сжатия, где необходимо учитывать начальное напряженное состояние в массиве грунта.

Объектом исследования авторов были полускальные грунты. К полускальным относят грунты, состоящие из одного или нескольких минералов, имеющие жесткие структурные связи цементационного типа[1]. Нами рассматривались нижнепермские грунты (P_{1sh}), используемые в качестве основания для фундаментов глубокого заложения в пределах г. Перми. Наиболее распространенными разностями нижнепермских полускальных грунтов являются красноцветные аргиллиты и песчаники.

[1] ГОСТ 25100–95. Грунты. Классификация. М., 2002.

© Сычкина Е.Н., Пономарев А.Б., 2012

Известно, что аргиллит представляет собой твердый глинистый грунт, образовавшийся в результате уплотнения, дегидратации и цементации глины при диагенезе и эпигенезе. Для изучаемых аргиллитов характерно резкое снижение прочности при увлажнении. Песчаники — наиболее прочные разновидности нижнепермских красноцветных отложений. По минеральному составу они относятся к полимиктовым песчаникам, сцементированным железистым и карбонатным цементом. В кровле они выветрелые и трещиноватые.

Цель настоящего исследования — определение начального напряженного состояния нижнепермских полускальных грунтов. Для ее достижения необходимо было решить следующие задачи:

1) проанализировать историю формирования нижнепермских грунтов;

2) изучить инженерно-геологический разрез и гидрогеологические условия (в качестве примера была рассмотрена IV надпойменная терраса р. Камы), проанализировать необходимые для расчета вертикальных напряжений физические свойства залегающих грунтов;

3) рассмотреть различные методики определения давления предварительного уплотнения (максимального исторического давления в массиве грунта) σ_{vmax};

4) определить коэффициент переуплотнения *OCR*;

5) рассчитать нормативное значение коэффициента бокового давления ξ для нижнепермских полускальных грунтов изучаемого разреза.

История формирования нижнепермских полускальных грунтов. Известен тот факт, что грунты, у которых историческое давление было больше, чем современное природное, т.е. разгруженные от ранее уплотнившей их нагрузки, считаются переуплотненными [1]. Нижнепермские грунты формировались в раннепермскую эпоху (приблизительно 290 млн лет назад) и являются примером переуплотненных грунтов. История геологического развития в пермском периоде была связана с подъемом Уральской складчатой системы. В начале раннепермской эпохи море отступало с территории Пермского края, разделяясь на ряд обмелевших солоновато-водных замкнутых лагун и озерных бассейнов. В условиях аридного климата образовались красноцветные песчано-глинистые осадки. Авторами выделено три этапа в истории формирования полускальных нижнепермских грунтов.

1-й этап. Нижнепермские грунты создавались в ходе прогрессивного литогенеза. Переносимый реками тонкодисперсный материал аккумулировал в процессе осадконакопления огромные запасы влаги. Свежесформировавшийся глинистый осадок обладал высокой пористостью, сильной обводненностью, весьма слабым межчастичным сцеплением. Затем происходило отделение свободной воды и упрочнение осадка. На стадии эпигенеза с ростом эффективного давления на глубине решающая роль в упрочнении грунтов принадлежала процессам цементации: образовывались ориентированные структуры, снижалась физико-химическая активность отложений. Таким образом, раннепермские грунты в процессе развития проходили путь от недоуплотненных до нормально уплотненных отложений.

2-й этап. В течение последующего времени в Прикамье размывались ранее образовавшиеся отложения, что вызвало снятие эффективного природного давления на красноцветные отложения. Стратиграфический перерыв в колонке мезозойских и частично кайнозойских отложений свидетельствует о том, что эрозионно-денудационные процессы не привели к осадконакоплению на данной территории. Процессы физического и химического выветривания разрушили поверхностную часть массива и сформировали кору выветривания.

3-й этап. Неотектонические движения земной коры в четвертичный период активизировали процессы рельефообразования. На изучаемой пло-

щади они были связаны с формированием современных речных долин (р. Камы и ее многочисленных притоков) с комплексом террасовых уровней. В это же время максимальной интенсивности достигают склоновые процессы, образующие толщи делювиальных отложений большой мощности. Таким образом, кора выветривания оказалась погребенной под аллювиальными и делювиальными отложениями. Отложения, накопленные в четвертичный период, частично компенсировали вертикальные напряжения от разрушенных выветриванием толщ пермских грунтов.

Точные значения природного давления на всех трех этапах геологической истории формирования полускальных нижнепермских грунтов неизвестны.

Инженерно-геологические условия изучаемой площадки. Вертикальное напряжение от собственного веса грунта в настоящий период определялось авторами для геологического разреза наиболее распространенной в пределах города участка IV надпойменной террасы р. Камы. Данная терраса выражена в современном рельефе широкой выровненной поверхностью с абсолютными отметками 145,0–160,0 м на левобережье и правобережье реки и имеет сложное внутреннее строение. На площадке исследований залегают дисперсные четвертичные (Q_{IV}) и полускальные раннепермские грунты (P_{1sh}) (табл. 1). Четвертичные отложения региона почти повсеместно представлены водонасыщенными не-

Таблица 1

Литологическая колонка IV надпойменной террасы р. Камы (г. Пермь)

№ слоя	Глубина залегания подошвы слоя, м	Мощность, м	Литологическая колонка	Описание грунта	Уровень подземных вод, м
1	1,0	1,0		Насыпной грунт (Q_{IV})	—
2	5,0	4,0		Суглинок мягкопластичный (Q_{IV})	5,0–8,0
3	8,0	3,0		Суглинок текучепластичный (Q_{IV})	—
4	13,0	5,0		Суглинок тугопластичный с линзами песка (Q_{IV})	—
5	14,5	1,5		Гравийный грунт (Q_{IV})	13,0–14,5
6	23,0	8,5		Песчаник выветрелый (P_{1sh})	—
7	30,0	7,0		Аргиллит трещиноватый, рухляк (P_{1sh})	—

устойчивыми глинистыми и песчано-глинистыми грунтами. Нормативные значения некоторых физико-механических свойств дисперсных грунтов в пределах изучаемой территории, необходимые для расчета природного давления, приведены в табл. 2. Нижнепермские грунты IV надпойменной террасы р. Камы в г. Перми, как правило, залегают на глубинах 19 м и более. В кровле они представлены выветрелым песчаником и аргиллитом (см. табл. 1). Уровни установившихся подземных вод зафиксированы на глубинах 5,0–8,0 и 13,0–14,5 м (см. табл. 1). Наличие грунтовых вод учитывалось при расчете природного давления в современный период.

Таблица 2

Некоторые физические и механические свойства* дисперсных грунтов Q_{IV}

Параметр	Насыпной грунт (ИГЭ-1)	Суглинок (e = 0,85; h = 10 м) (ИГЭ-2, 3, 4)			Гравийный грунт (ИГЭ-5)
		мягкопластичный	текучепластичный	тугопластичный	
ρ, г/см^3	1,7	1,8	1,8	1,8	2,1
E_0, МПа	3,4	8,0	4,0	11,0	13,0

*ρ — плотность; E_0 — модуль общей деформации в интервале давлений 0,2–0,3 МПа; e — коэффициент пористости; h — мощность слоя.

Ряд физических характеристик аргиллитов и песчаников, используемых авторами для расчета природного давления σ_v, коэффициента переуплотнения OCR, коэффициента бокового давления ξ, представлен в табл. 3, 4.

Методика определения начального напряженного состояния нижнепермских грунтов. Историю нагружения массива грунта принято оценивать, используя значение коэффициента переуплотнения:

$$OCR = \frac{\sigma_{vmax}}{\sigma_v}, \quad (1)$$

где σ_{vmax} — максимальное вертикальное напряжение за весь период существования массива грунта, кПа; σ_v — вертикальное напряжение от собственного веса грунта в настоящий период, кПа.

Таблица 3

Нормативные значения физических характеристик* аргиллитов P_{1sh}

h, м	ρ, г/см^3	ω, д.ед.	ρ_s, г/см^3	I_P, д.ед.	I_L, д.ед.	e, д.ед.	S_r, д.ед.
11	1,95	0,19	2,72	0,19	– 0,08	0,66	0,78
15	2,03	0,19	2,74	0,16	0,18	0,61	0,86
20	2,07	0,18	2,74	0,16	0,10	0,56	0,88
28	2,10	0,17	2,73	0,16	0,01	0,52	0,89

*h — глубина отбора; ρ — плотность; ρ_s — плотность частиц грунта; ω — влажность; I_P — число пластичности; I_L — индекс текучести; e — коэффициент пористости; S_r — коэффициент водонасыщения.

Таблица 4

Нормативные значения физических характеристик* песчаников P_{1sh}

h, м	ρ, г/см^3	ω, д.ед.	ρ_s, г/см^3	e, д.ед.	S_r, д.ед.
13	1,95	0,22	2,63	0,65	0,90
20	1,96	0,20	2,64	0,62	0,86
28	2,05	0,18	2,63	0,51	0,92

* Условные обозначения — те же, что в табл. 3.

В случае, когда $OCR > 1$, грунт считается переуплотненным. Однако для расчетов по формуле (1) необходимо знать вертикальное напряжение в массиве грунта в настоящий период и максимальное историческое напряжение за все время существования массива. Рассмотрим далее методы их определения.

Вертикальное природное напряжение в массиве σ_v рассчитывалось по известной формуле:

$$\sigma_v = \gamma h, \tag{2}$$

где h — мощность слоя грунта, м; γ — удельный вес грунта, кН/м^3.

Для грунтов, находящихся ниже уровня грунтовых вод, удельный вес γ_{sut} определялся с учетом взвешивающего действия воды:

$$\gamma_{sut} = \frac{\gamma_s - \gamma_w}{1 + e_0}, \tag{3}$$

где γ_w — удельный вес воды, кН/м^3; γ_s — удельный вес частиц грунта, кН/м^3; e_0 — начальное значение коэффициента пористости (в естественном состоянии), д.ед.

Максимальное вертикальное напряжение за весь период существования массива грунта (σ_{vmax}) определялось как давление предварительного уплотнения двумя известными в механике грунтов методами, а именно:

1. Метод Казагранде, который описан в действующем американском стандарте ASTM и в российском ГОСТ 12248–96 [2]. Метод заключается в компрессионном сжатии образца грунта при ступенчатом приложении давления до значений, превышающих давление предварительного уплотнения, с вычислением величины осадки на каждой ступени. Давление предварительного уплотнения определялось для образцов песчаников и аргиллитов, отобранных с глубин 19,5–30,0 м. Результаты обрабатывались в программном комплексе АСИС РЕПОРТ 3.2.

2. Метод Беккера, основанный на определении энергии деформации грунта [1]. Давление предварительного уплотнения устанавливалось в зависимости от изменения накопленной энергии деформации для каждого приращения нагрузки в компрессионном приборе и рассчитывалось в программном комплексе АСИС РЕПОРТ 3.2. Компрессионные испытания образцов песчаников и аргиллитов, отобранных с глубин 19,5–30,0 м, проводились согласно ГОСТ 12248–96 [2].

Для расчета коэффициента переуплотнения грунта помимо формулы (1) используется метод С.Р. Месчяна [1], основанный на определении OCR через физические характеристики:

$$OCR = \frac{e_T}{e_0}, \tag{4}$$

где e_T — коэффициент пористости грунтовой пасты на границе текучести (при $\omega = \omega_L$, где ω — влажность естественная, д.ед., ω_L — влажность на границе текучести), д.ед.; e_0 — коэффициент пористости грунта в естественном состоянии, д.ед.

Данный метод обычно рекомендуется применять при расчете коэффициента переуплотнения OCR, если неизвестны значения напряжений от собственного веса грунта σ_{vmax} и σ_v [1]. Коэффициенты пористости e_T и e_0 определялись авторами для образцов аргиллитов, отобранных с глубин 20–30 м, через физические характеристики (плотность, плотность частиц грунта, влажность, влажность на границе текучести, плотность грунта на границе текучести). Коэффициент бокового давления ξ вычис-

лялся в зависимости от значения коэффициента *OCR* для переуплотненных грунтов согласно выражению, предложенному C.P. Wroth [1]:

$$\xi = 0{,}022895 I_P + 1{,}22, \quad (5)$$

где I_P — число пластичности, %.

Анализ результатов исследования. В пределах IV надпойменной террасы р. Камы в г. Перми природное давление σ_v в массиве грунта на глубине 30 м в современный период составляет около 600 кПа.

Значения давления предварительного уплотнения, полученные методами Казагранде и Беккера, противоречили физическому смыслу, так как оказались меньше рассчитанных значений природного давления в настоящий период. В частности, значения давления предварительного уплотнения σ_{vmax}, полученные методом Казагранде, отличались большим разбросом величин и не превышали 100 кПа. Кроме того, компрессионные кривые не всегда имели явно выраженный перегиб, что затрудняло определение величины σ_{vmax}. Результаты, полученные методом Беккера, также противоречили физическому смыслу, поскольку среднее значение давления предварительного уплотнения составляло около 300 кПа.

Ряд авторов, изучавших элювиальные грунты, связывает трудности, возникающие при определении предела их структурной прочности методами Казагранде и Беккера, с несколькими причинами [3]. Во-первых, число опытных точек не позволяет точно разделить компрессионную зависимость на два участка. Во-вторых, контакт нагрузочного штампа компрессионного прибора с торцевыми гранями образца не является идеальным. В-третьих, образец грунта испытывает разуплотнение после извлечения из массива. Полученные результаты свидетельствуют о том, что указанные методы определения давления предварительного уплотнения неприменимы для полускальных нижнепермских грунтов.

Анализ геологической истории показал, что изучаемые грунты, возможно, переуплотнены. Полученные согласно методу С.Р. Месчяна значения коэффициента переуплотнения *OCR* изменялись в интервале 1,66–1,94 (табл. 5). Данное наблюдение подтверждает, что нижнепермские аргиллиты являются переуплотненными грунтами (*OCR* > 1). Поэтому на стадии консолидации в приборе трехосного сжатия необходимо учитывать анизотропные напряжения в массиве нижнепермских грунтов введением коэффициента бокового давления ξ.

Таблица 5

Нормативные значения коэффициентов *OCR* и ξ для нижнепермских аргиллитов*

h, м	*OCR*	ξ
10,0	1,66	1,67
15,0	1,68	1,56
20,0	1,86	1,67
28,0	1,94	1,58
Среднее значение	1,80	1,62

* *h* — глубина; *OCR* — коэффициент переуплотнения по методу С.Р. Месчяна [1]; ξ — коэффициент бокового давления по методу C.P. Wroth [1].

Значения коэффициента бокового давления ξ для переуплотненных аргиллитов, рассчитанные по методу C.P. Wroth, изменялись в интервале 1,5–1,7 (см. табл. 5). Логично предположить, что полученные значения ξ применимы не только для аргиллитов, но и для остальных литологических разностей полускальных нижнепермских грунтов, залегающих на глубине 20,0–30,0 м, поскольку они накапливались в одинаковых условиях и подвергались процессам уплотнения, дегидратации и цементации одновременно. Поэтому для проведения стабилометрических испытаний

полускальных грунтов г. Перми, отобранных с глубины 20,0–30,0 м, авторы рекомендуют принимать ξ, равным 1,62.

Дальнейшие исследования с помощью различных видов лабораторного (прибора трехосного сжатия, сдвигового прибора) и полевого оборудования (прессиометра, динамометрического зонда) позволят авторам уточнить полученное значение ξ для полускальных грунтов и дать более точную оценку напряженному состоянию в рассматриваемом грунтовом массиве.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Болдырев, Г.Г. Методы определения механических свойств грунтов. Состояние вопроса : Монография [Текст] / Г.Г. Болдырев. — Пенза : Изд-во ПГУАС, 2008. — 696 с.
2. ГОСТ 12248–96. Грунты. Методы лабораторного определения характеристик прочности и деформируемости. — М. : Изд-во стандартов, 2005.
3. Казанцев, В.С. Механика грунтов : рекомендации по определению поправочных коэффициентов к компрессионному модулю деформации пылевато-глинистых элювиальных, неогеновых и палеогеновых грунтов континентального генезиса Челябинской области [Текст] / В.С. Казанцев, М.В. Визоргина, Е.Н. Серебренникова. — Челябинск : Изд-во ЮУрГУ, 2006. — 22 с.

СЫЧКИНА Евгения Николаевна, асп.; E-mail: aspirant123@mail.ru
Пермский национальный исследовательский политехнический университет
ПОНОМАРЕВ Андрей Будимирович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: spstf@pstu.ru, andreypab@mail.ru
Пермский национальный исследовательский политехнический университет

Получено 02.04.12

Sychkina Evgeniia Nikolaevna, post-graduate student; E-mail: aspirant123@mail.ru, Perm National Research Polytechnical University, Russia

Ponomarev Andrey Budimirovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: spstf@pstu.ru, andreypab@mail.ru, Perm National Research Polytechnical University, Russia

ON DETERMINING THE INITIAL STRESSED STATE OF SOFT ROCKS IN LABORATORY CONDITIONS

The article is devoted to the problem of determining the initial stressed state of soft rocks in Perm. Special attention is given to methods of determination of the preliminary consolidation pressure, the reconsolidation coefficient, the lateral pressure coefficient.

Key words: soft rock, argillite, sandstone, eluvium, initial stressed state, reconsolidation coefficient, lateral pressure coefficient, triaxial compression, oedometer.

REFERENCES

1. Boldyrev, G.G. Methods of determination of mechanical properties of soil. Question condition: Monograph [Text] / G.G. Boldyrev. — Penza : PGUAS, 2008. — 696 p.
2. State Standard 12248–96. Soils. Laboratory methods for determining the strength and strain characteristics. — M. : Standards Publ. House, 2005.
3. Kazantsev, V.S. Mechanics of soil : Recommendations about definition of correction factors to the compression module of deformation of clay elyuvial, neogen and paleogen soils of continental genesis of Chelyabinsk region [Text] / V.S. Kazantsev, M.V. Vizorgina, E.N. Serebrennikova. — Chelyabinsk : UYrGU, 2006. — 22 p.

УДК 624.072.2:624.014

А.А. ГЕРБЕР, А.В. КОРОТКИХ, И.И. КРЫЛОВ

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ «БАЛОК ВИРЕНДЕЛЯ» ИЗ ТОНКОСТЕННЫХ ОЦИНКОВАННЫХ ПРОФИЛЕЙ

Приводятся результаты экспериментальных исследований особенностей работы «балок Виренделя» из тонкостенных оцинкованных профилей на сдвигоустойчивых соединениях.

Ключевые слова: безраскосная ферма, тонкостенные оцинкованные профили, болтовые сдвигоустойчивые соединения.

В настоящее время тонкостенные оцинкованные профили (ТОП) толщиной от 0,7 до 2,5 мм получают все более широкое распространение в строительной практике в качестве несущих и ограждающих элементов зданий и сооружений. Это обусловлено их достоинствами: низкие металлоемкость, трудоемкость монтажа и др.

Как уже отмечалось в [1], недостатком конструкций из ТОП является весьма ограниченный шаг несущих конструкций (1–3 м), ограниченный несущей способностью узловых соединений. Уменьшение шага несущих систем из ТОП ведет к увеличению их количества, трудоемкости изготовления и стоимости монтажа. Это обстоятельство в значительной степени снижает конкурентоспособность конструкций из ТОП по сравнению с конструкциями на основе горячекатаных профилей и делает их применение часто не рациональным.

На основании вышеизложенного возникает необходимость в разработке и исследовании новых эффективных решений несущих конструкций покрытий и перекрытий на основе ТОП, обладающих высокой унификацией при изготовлении и низкой трудоемкостью монтажа по сравнению с используемыми.

Одним из возможных решений данного вопроса может стать применение «балок Виренделя» (рамы Виренделя или безраскосные фермы) из ТОП и перекрестных систем на их основе. Достоинствами данного конструктивного решения являются: отсутствие раскосов; высокая унификация и типизация (узловых соединений и элементов решетки); возможность блочного метода монтажа и др. Данное конструктивное решение предполагается использовать при пролетах до 18 м.

Исследованиями безраскосных ферм на основе горячекатаных профилей занимались: Н.С. Стрелецкий, Я.М. Лихтарников, Н.А. Нинуа, Г.А. Шапиро и др., за рубежом — Ф. Блейх, Ф. Брейди, Г.Ю. Симонс, А. Шехата и др.

Особенностью работы «рамы Виренделя» является работа ее элементов как стержней, подверженных действию продольной силы с изгибом, за счет жесткости узловых соединений.

Настоящее исследование ставит целью изучение особенностей работы «рам Виренделя» из ТОП на болтовых сдвигоустойчивых соединениях

© Гербер А.А., Коротких А.В., Крылов И.И., 2012

и возможности их использования для создания пространственных перекрестных систем (структур).

Задачи исследования:

1. Экспериментально изучить особенности напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов рамы.

2. Исследовать особенности перехода рамы в предельное состояние.

3. Определить наиболее корректный метод расчета.

4. Выявить фактический резерв несущей способности рамы.

5. Разработать пути совершенствования конструкции рамы.

Для решения поставленных задач была запроектирована и изготовлена «рама Виренделя» из ТОП пролетом L = 3,7 м, высотой по осям h = 0,75 м (рис. 1). Пролет и высота балки диктовались размерами испытательной установки.

Статический расчет экспериментальной рамы производился с использованием программного комплекса SCAD Office по плоской расчетной схеме. Схема моделировалась стержневыми конечными элементами с жестким сопряжением в узлах и шарнирным опиранием на опорах. Нагрузка на раму принята сосредоточенной, приложенной симметрично в двух узлах верхнего пояса через распределительную траверсу. Верхний пояс раскреплен от потери общей устойчивости из плоскости рамы в точках Рф1–Рф4 (см. рис. 1), с обеспечением свободы вертикальных перемещений. Элементы рамы рассчитывались как стержни, подверженные действию продольной силы с изгибом по методикам, приведенным в [2–4]. Расчетная длина пояса и стоек рамы определялась по [3], как для стержней, имеющих упругое защемление по концам, зависящее от жесткостных характеристик элементов рамы.

Результаты расчета рамы по характерным критериям представлены в табл. 1. В расчетах принималось двутавровое сечение элементов рамы с усилиями, приложенными без эксцентрицитета из плоскости. Таким образом в расчетах не учитывалось влияние дополнительной внутренней пары моментов (бимоментов). Бимомент учитывался при оценке напряженно-деформированного состояния элементов рамы. Расчетные эпюры нормальных напряжений (с учетом бимомента) по характерным сечениям элементов рамы представлены в табл. 2. За минимальное значение расчетной несущей способности рамы принят критерий фибровой текучести верхнего пояса с учетом фактических характеристик стали ($Р_{фт}$ = 39,88 кН, п.1, табл. 1).

Элементы рамы (пояса, стойки) выполнены из С-образных ТОП с фактическими размерами С100 × 1,5 по ТУ 1120-001-51725800–2005 на самонарезающих шурупах. Марка стали элементов рамы (С285) принята на основании фактических характеристик стали $\sigma_т$ = 286,9 МПа, $\sigma_в$ = 354,1 МПа, определенных по результатам испытаний пяти образцов. Узловые фасонки выполнены из листовой стали толщиной 4 мм по ГОСТ 19904–90. Узлы рамы изготовлены жесткими с применением болтовых сдвигоустойчивых соединений. Использованы оцинкованные болты М10 класса прочности 8.8 на основании $\sigma_в$ = 842,3 МПа, полученного по результатам испытаний шести образцов на растягивающее усилие. Необходимое количество болтов в узлах определялось по нормам [2] на усилия (M, N, Q) по результатам статического расчета при нагрузке, соответствующей минимальной расчетной несущей способности ($Р_{фт}$ = 39,88 кН). При расчете болтовых сдвигоустой-

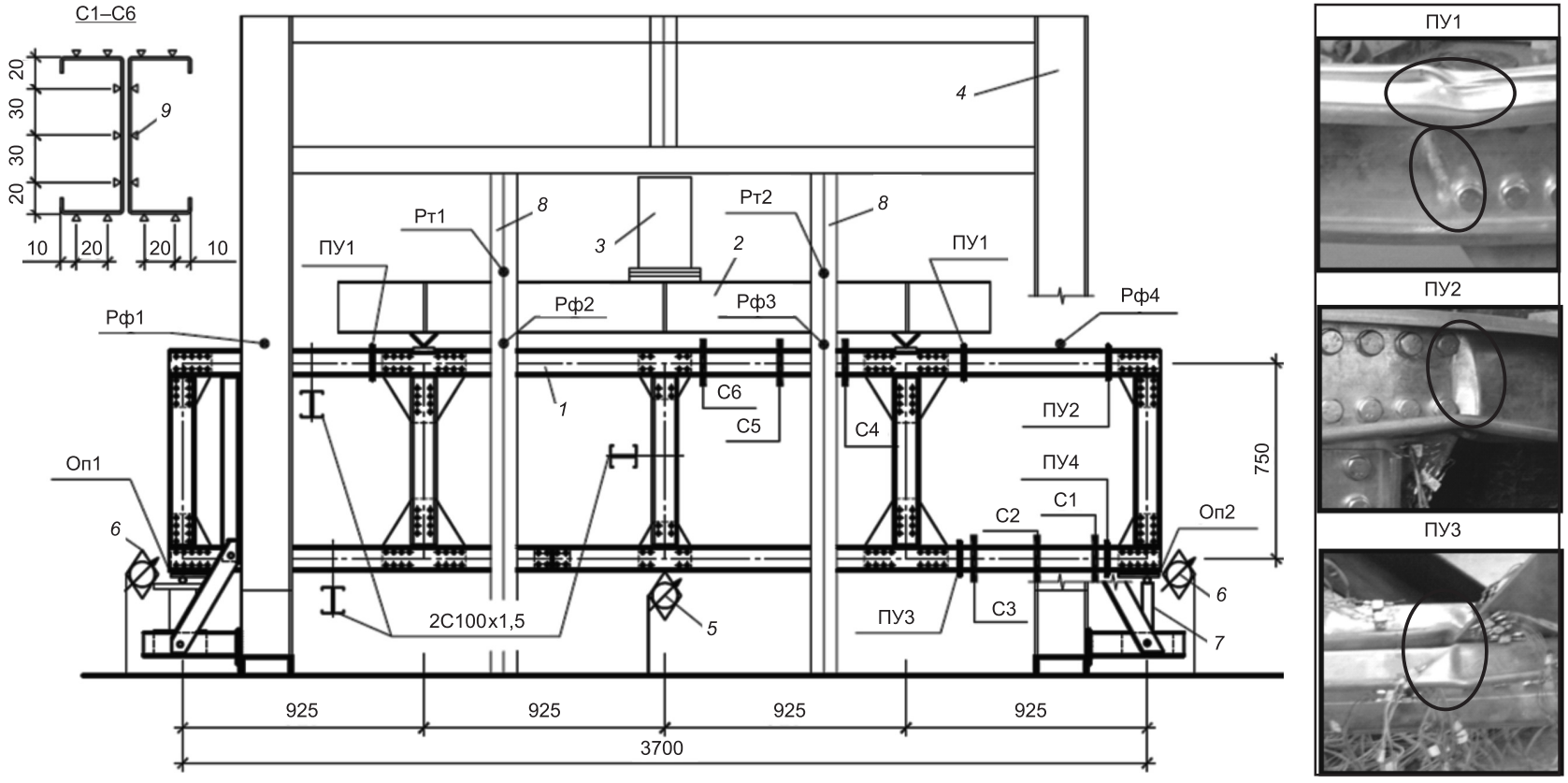


Рис. 1. Общий вид экспериментальной модели в силовой раме

1 — экспериментальная модель; *2* — распределительная траверса, *3* — гидравлический домкрат, *4* — силовая рама; *5* — прогибомеры; *6* —индикаторы часового типа; *7* — динамометр; *8* — рамы для раскрепления; *9* — тензорезисторы.

Рф1–Рф4 — места раскрепления фермы; Рт1, Рт2 — места раскрепления траверсы; ПУ1–ПУ4 — сечения, в которых произошла потеря местной устойчивости стенок и полок; Оп1, Оп2 — опоры экспериментальной рамы; С1–С6 — сечения наклейки датчиков

Таблица 1

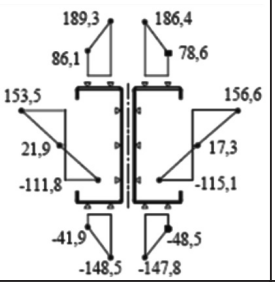
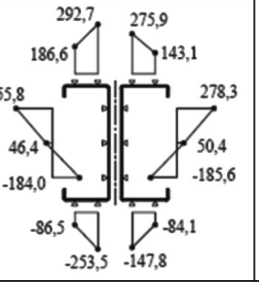
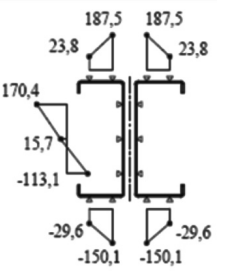
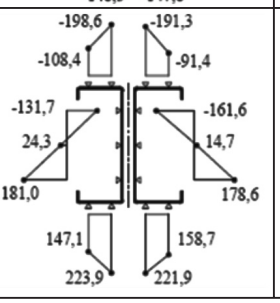
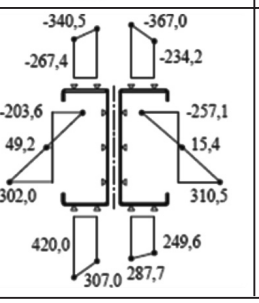
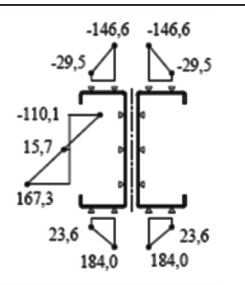
Усилия в верхнем поясе элементов рамы

Критерий расчета	Расчетные проектные значения (R_y = 280 МПа)			Расчетные значения по фактическим характеристикам (σ_t = 287,04 МПа)			Результаты эксперимента		
	Усилия в элементе, кН		Нагрузка на раму, кН	Усилия в элементе, кН		Нагрузка на раму, кН	Усилия в элементе, кН		Нагрузка на раму, кН
	N, кН	M, кН · м		N, кН	M, кН · м		N, кН	M, кН · м	
1. Достижение фибровой текучести по сечению брутто (ФТ)	11,52 / 0,96	4,61 / 0,96	38,40 / 0,96	11,96 / 0,997	4,79 / 0,997	39,88 / 0,997	12,00	4,80	40,00
2. Потеря общей устойчивости по [2] (ПО1)	15,32 / 1,14	6,13 / 1,14	51,08 / 1,14	15,73 / 1,17	6,29 / 1,17	50,44 / 1,17	13,44	5,38	44,80
3. Потеря местной устойчивости по [2] (ПУ1)	11,75 / 0,87	4,70 / 0,87	39,16 / 0,87	12,01 / 0,89	4,81 / 0,89	40,04 / 0,89	13,44	5,38	44,80
4. Потеря общей устойчивости по [4] (ПО2)	12,85 / 0,96	5,14 / 0,96	42,82 / 0,96	13,19 / 0,98	5,28 / 0,98	43,96 / 0,98	13,44	5,38	44,80
5. Потеря местной устойчивости по [4] (ПУ2)	12,85 / 0,96	5,14 / 0,96	42,82 / 0,96	13,19 / 0,98	5,28 / 0,98	43,96 / 0,98	13,44	5,38	44,80
6. Вертикальные перемещения фермы (мм) при нагрузке	9,0 / 0,90		40,00	—		—	10,0		40,00

Примечание. В знаменателе приведен испытательный коэффициент, равный $K^{эксп} = N^{расч} / N^{эксп}$.

Таблица 2

Напряжения по характерным сечениям элементов рамы

Сечение	Напряжения в сечениях элементов рамы, МПа		
	P = 29,6 кН	P = 46,4 кН	Расчетные, P = 29,6 кН
С1			
С3			

Примечание. Расположение сечений С1, С3 см. На рис. 1.

чивых соединений использовался коэффициент трения μ = 0,55, установленный в [1].

При сборке экспериментальной рамы оцинкованные болтопакеты (болты, шайбы, гайки) и соприкасающиеся поверхности в узловых соединениях подвергались очистке и обезжириванию. Цинковое покрытие на узловые фасонки (t = 4 мм) наносилось методом горячего цинкования. Применялись болты М10-6g×35.88.016 ГОСТ 7798–70, гайки М10-6Н.8 ГОСТ 5915–70 и шайбы 10.01.016 ГОСТ 18123–82. В местах установки болтов в профиле и в фасонке выполнялись отверстия диаметром 11 мм, с последующей обработкой кромок зенкером. В каждом болтопакете использовалось по пять шайб, что обусловлено длиной нарезки резьбы болтов. Расстановка болтов в соединениях осуществлялась с соблюдением требований норм [2]. Натяжение установленных в проектное положение болтопакетов производилось протарированным динамометрическим ключом (Force 6474470). Усилие предварительного натяжения болтов принято P = 32,5 кН, определенное по [1] на основании фактических механических характеристик стали болтов. В узлах опирания траверсы в верхнем поясе выполнялись вырезы полок и устанавливались дополнительные распределительные пластины t = 10 мм.

Для регистрации общих вертикальных перемещений (прогибов) рама снабжалась двумя прогибомерами (точность 0,1 мм) в пролете и по одному индикатору часового типа на опорах (точность 0,01 мм). НДС элементов рамы регистрировалась с помощью тензорезисторов проволочного типа базой 6 мм (см. рис. 1). Места наклейки тензорезисторов зачищались до основного металла и обезжиривались. Тензорезисторы были подключены к тензометрической системе СибНИА ММТС-64.01.

Нагружение рамы осуществлялось при помощи гидравлического домкрата. Перед испытанием рама предварительно нагружалась до P = 10 кН (0,25 $P_{фт}$) с последующим разгружением. Экспериментальная рама испытывалась при пошаговом приложении нагрузки: шаг 4,8 кН (0,12 $P_{фт}$) до нагрузки P = 24 кН (0,6 $P_{фт}$), шаг 3,2 кН (0,08 $P_{фт}$) до нагрузи P = 33,6 кН (0,84 $P_{фт}$) и дальнейшее уменьшение до 1,6 кН (0,04 $P_{фт}$). На каждой ступени нагружения производились выдержка до стабилизации деформаций, регистрация показаний приборов и тензорезисторов. При нагрузке на раму P = 44,8 кН (1,12 $P_{фт}$) была зарегистрирована потеря местной устойчивости стенки верхнего пояса в опорных панелях (ПУ1, см. рис. 1). При выдержке под нагрузкой наблюдалась потеря местной устойчивости полки в этом же сечении, а также стенки и полки по сечениям ПУ2–ПУ4 (см. рис. 1). При достижении нагрузки на раму P_{max} = 46,4 кН (1,16 $P_{фт}$) зарегистрированы значительные вертикальные деформации элементов рамы (верхнего и нижнего пояса в сечениях ПУ1–ПУ4, см. рис. 1), не позволяющие в дальнейшем увеличить нагрузки.

По результатам испытаний построен график вертикальных перемещений (рис. 2) и эпюры напряжений по сечениям элементов рамы

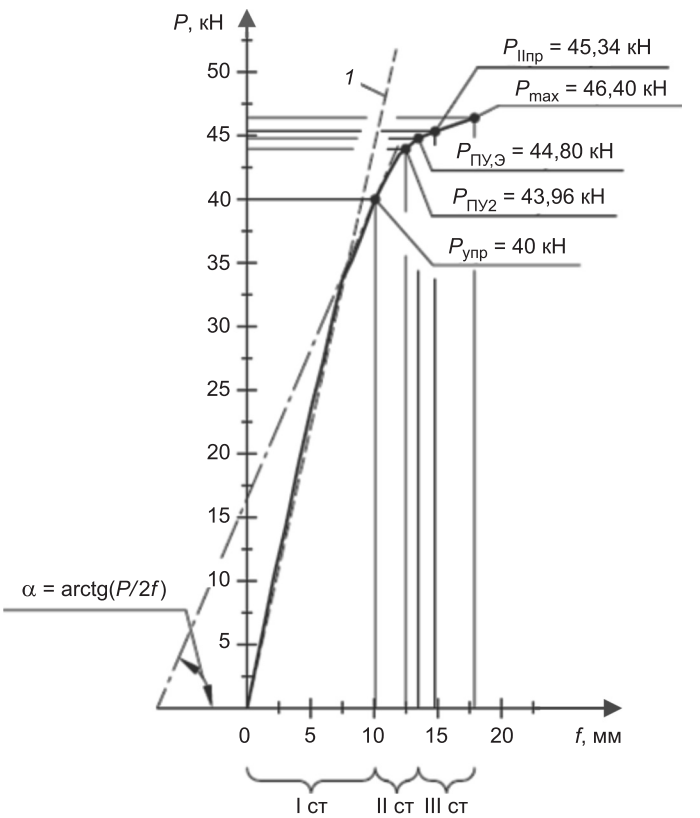


Рис. 2. Диаграмма работы модели рамы

$P_{упр}$ — нагрузка, соответствующая пределу упругой работы рамы; $P_{ПУ2}$ — расчетная нагрузка, соответствующая потери местной устойчивости стенки верхнего пояса по [4]; $P_{ПУ,Э}$ — экспериментальная нагрузка, соответствующая потери местной устойчивости стенки верхнего пояса; P_{max} — максимальная экспериментальная нагрузка; $P_{IIпр}$ — расчетная предельная нагрузка по 2-й группе предельных состояний; *1* — теоретический график зависимости вертикальных прогибов от нагрузки по SCAD; I–III ст — выделенные стадии работы рамы

(см. табл. 2). По диаграмме работы рамы были выделены следующие характерные стадии:

I стадия — упругая (линейная) работа рамы. Характеризуется вертикальными перемещениями, равными примерно $(1/370)L$ или 10 мм, при допускаемых нормами для конструкции $(1/250)L$ или 14,8 мм, где L — пролет рамы. За окончание упругой стадии работы принято значение нагрузки $P_{упр}$ = 40,0 кН (1,01 $P_{фт}$, рис. 2), соответствующее точке касания графика с линией, имеющей угол наклона $\alpha = \text{arctg}(P/2f)$[1].

II стадия — неупругая (нелинейная) работа рамы. За окончание II стадии принята потеря местной устойчивости стенок и полок профилей по сечениям ПУ1–ПУ4 (см. рис. 1) при нагрузке P = 44,8 кН (1,02 $P_{ПУ2}$, см. рис. 2). Вертикальные перемещения при окончании второй стадии работы составили примерно $(1/275)L$ или 13,4 мм.

III стадия характеризуется значительным увеличением скорости роста деформаций при малых приращениях нагрузки. При нагрузке P = 46,4 кН (1,06 $P_{ПУ2}$, см. рис. 2) испытание было прекращено в результате значительных вертикальных деформаций элементов рамы, не позволивших увеличить нагрузку. Суммарный прогиб составил 17,9 мм или $(1/206)L$, что больше предельно допустимого по нормам 14,8 мм или $(1/250)L$.

Анализируя НДС элементов рамы, можно отметить следующее:

1. Распределение напряжений по сечениям элементов рамы (см. табл. 2) характеризует их работу как стержней, подверженных действию продольной силы с изгибом в плоскости рамы.

2. По сечениям вблизи узлов (С1, С3 рис. 1) происходит неравномерное распределение нормальных напряжений по полкам элементов. Так, уровень напряжений у стенки до двух раз больше напряжений у отгибов полок (см. табл. 2). Это объясняется сгущением силового потока со всего сечения за счет передачи усилия только по стенке, а также влиянием бимомента, что подтверждается результатами расчетов.

3. Расчетные эпюры напряжений нижнего пояса рамы по сечениям вблизи узлов (С1, С3 табл. 2) в сравнении с экспериментальными имеют погрешность от 0,6 до 26 %, что подтверждает достоверность расчетных данных.

4. В сечении верхнего (сжатого) пояса рамы с максимальным изгибающим моментом после достижения фибровой текучести при нагрузке на раму 1,12 $P_{фт}$ произошла потеря местной устойчивости сначала стенки, а затем и полки, в результате чего образовался «шарнир пластичности». Это привело к перераспределению усилий, потере местной устойчивости стенок и полок в сечениях ПУ2–ПУ4 и росту деформаций без увеличения нагрузки на раму, т.е. превращение системы в механизм.

5. Вертикальные перемещения в упругой стадии работы рамы составили f = 10 мм, что практически соответствует прогибам, полученным в результате статического расчета в программном комплексе SCAD Office (f = 9 мм).

6. Испытательный коэффициент по критерию достижения фибровой текучести — K = 0,997 ($K = N^{расч}/N^{эксп}$) — подтверждает хорошую сходимость расчетных данных с экспериментальными.

[1] Мельников Н.П. Металлические конструкции / Под ред. Н.П. Мельникова. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Стройиздат, 1980.

7. Испытательный коэффициент для расчетов по нормам [4] по критериям потери общей и местной устойчивости составил $K = 0{,}98$. Испытательные коэффициенты для расчетов по нормам [2] по тем же критериям были $K = 1{,}17$ и $K = 0{,}89$ соответственно.

Выводы. 1. Статический расчет рамы по первому и второму предельным состояниям рекомендуется производить по плоской расчетной схеме с жестким соединением элементов рамы в узлах, с использованием программных комплексов, реализующих метод конечных элементов.

2. На основании экспериментальных данных напряженно-деформированное состояние рамы рекомендуется оценивать по нормам [4].

3. Экспериментально установлено, что потеря местной устойчивости стенок в элементах «балки Виренделя» из ТОП приводит к исчерпанию ее несущей способности.

4. Резерв несущей способности рамы по первому предельному состоянию составил 20,8 %, резерв по второму предельному состоянию — 13,4 %.

5. Одним из путей совершенствования «балок Виренделя» из ТОП является увеличение их несущей способности по критерию местной устойчивости стенок, для чего рекомендуется применение профилей с продольными элементами жесткости и Σ-профилей.

6. Экспериментально подтверждена возможность использования «балок Виренделя» из ТОП для создания пространственных перекрестных систем (структур) на их основе.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Коротких, А.В. Особенности работы двух- и трехболтовых фрикционных сдвигоустойчивых соединений тонкостенных оцинкованных профилей [Текст] / А.В. Коротких, И.И. Крылов, В.Г. Черкасов // Изв. вузов. Строительство. — 2011. — № 2.— С. 3–14.
2. СП 16.13330. Актуализированная редакция СНиП II-23–81*. Стальные конструкции: Утв. приказом М-ва регион. развития РФ от 27 дек. № 791 и введен с 20 мая 2011 г. /ОАО «ЦПП». — М., 2011. — С. 172.
3. Пособие по проектированию стальных конструкций (к СНиП II-23–81*): Утв. приказом ЦНИИСК им. Кучеренко Госстроя СССР от 15.08.1985 г. № 243/л./Центральный институт типового проектирования. — М., 1989. — С. 150.
4. EN 1993-1-1:2001 EuroCode 3. Design of Steel Structures. General structural rules. — CEN. — 2001. — 61 p.

ГЕРБЕР Андрей Андреевич, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
КОРОТКИХ Александр Васильевич
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
КРЫЛОВ Иосиф Иосифович, канд. техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено после доработки 12.04.12

Gerber Andrey Andreevich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Korotkikh Alexandr Vasilievich, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Krylov Iosif Iosifovich, candidate of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

FEATURES OF WORK OF «BEAMS OF VIERENDEEL» FROM THE THIN-WALLED ZINCED PROFILES

Results of experimental researches of features of work of «beams of Vierendeel» from the thin-walled zinced profiles on slip critical connections.

Key words: farms without diagonal strut, thin-walled zinced profiles, slip critical connections.

REFERENCES

1. Korotkikh, A.V. Features of work two and a three of bolts slip critical connections of the thin-walled zinced profiles [Text] / A.V. Korotkikh, I.I. Krylov, V.G. Cherkasov // News of Higher Education Institutions. Construction. — 2011. — № 2. — P. 3–14.
2. SP 16.13330. The updated edition of SN&P II-23–81*. Steel Construction/OAO «LAC». — M., 2011. — P. 172.
3. Manual for the design of steel structures (to SN&P II-23–81*)/ Central Institute of model design. — M., 1989. — P. 150.
4. EN 1993-1-1:2001 EuroCode 3. Design of Steel Structures. General structural rules. — CEN. — 2001. — 61 p.

УДК 624.011.2

В.И. ЖАДАНОВ, С.В. КАЛИНИН

ДЕРЕВОМЕТАЛЛИЧЕСКИЕ БАЛОЧНЫЕ КОНСТРУКЦИИ СО СТЕНКОЙ ИЗ СТАЛЬНОГО ПРОФИЛИРОВАННОГО ЛИСТА*

Приведены результаты опытно-конструкторских разработок, экспериментальных и численных исследований деревометаллических балок со стенкой из стальных профилированных листов. Отмечены их преимущества перед известными аналогами и предложены пути дальнейшего совершенствования, как с точки зрения сокращения расхода материалов, так и упрощения технологии изготовления. Новизна разработок подтверждена патентами Российской Федерации.

Ключевые слова: деревометаллическая балка, пояс балки, ребро жесткости, профилированный лист, прочность, жесткость, эксперимент, устойчивость, опорный отсек.

В настоящей статье рассматриваются деревометаллические балки со стенками из стальных профилированных листов, включенными в общую работу конструкции. Такие строительные элементы, в сравнении с выполненными из мономатериалов (клеедощатые балки, стальные прокатные профили), позволяют наилучшим образом использовать положительные свойства как древесины, так и металла. Благодаря этому деревометаллические балки дают возможность добиться существенного снижения стоимости, собственного веса и трудоемкости изготовления изделия.

На кафедре «Строительные конструкции» в Оренбургском государственном университете на протяжении ряда лет ведутся опытно-конструкторские разработки и исследования балок, в состав которых входит деревянный каркас и стенка из стальных профилированных листов. Универсальная форма балки и особенности конструкции позволяют использовать ее не только как независимый строительный элемент, но и в составе других конструкций, таких как совмещенные плиты, распорные системы, фермы, в качестве колонн и т.п. [1].

Разработанные конструкции предназначены для перекрытий и покрытий холодных и отапливаемых зданий пролетом 6,0–12,0 м под расчетную нагрузку до 3,0 кН/м^2 и соответствуют требованиям действующих нормативных документов[1, 2]. Приведем конкретные примеры реализации разработанных авторами принципов формообразования балок с деревянными каркасами и стальной стенкой из стандартных профилированных листов.

Деревометаллическая балка пролетом 6,0–12,0 м (рис. 1) состоит из верхнего и нижнего поясов из цельной или клееной древесины (сосны, ели 2-го сорта). Между собой пояса соединены вертикальными ребрами

* Работа выполнена в рамках Федеральной целевой программы Министерства образования и науки РФ (номер государственного соглашения 14.U02.21.0129).

[1] СП 64.13330.2011. Деревянные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-25–80. М.: ОАО «ЦПП», 2011. 100 с.

[2] СП 16.13330.2011. Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23–81*. М.: ОАО «ЦПП», 2011. 172 с.

© Жаданов В.И., Калинин С.В., 2012

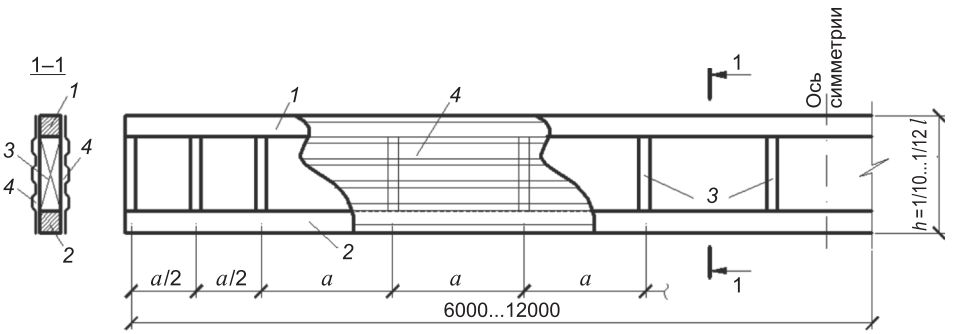


Рис. 1. Деревометаллическая балка с тонкой профилированной стенкой
1, 2 — верхний и нижний пояс; *3* — ребра жесткости; *4* — стенка из профилированных листов

жесткости идентичного по ширине с поясами поперечного сечения. Расстояния между ребрами назначаются в зависимости от характера, места приложения и величины нагрузки и обычно уменьшаются в приопорных отсеках до необходимых, обеспечивающих устойчивость стенок. Соединение вертикальных ребер жесткости и поясов выполнено с помощью стальных или стеклопластиковых нагелей, предпочтительно вклеенных. С двух сторон к поясам крепятся профилированные листы по ГОСТ 24045–94 [2], ориентированные гофрами вдоль поясов, при этом образуется двухстенчатая балка коробчатого сечения. Для крепления стенок к поясам предлагается использовать гвозди или дюбели, а в креплениях к ребрам жесткости — саморезы. Количество гвоздей определяется из расчета на усилия сдвига, возникающие в швах между стенками и поясами, и назначается различным с учетом изменения сдвигающих усилий по длине балки. В зависимости от толщины профилированного листа гвозди и нагели могут забиваться в заранее просверленные по шаблону отверстия или путем непосредственной пробивки профилированного листа.

Предлагаемая конструкция балки выгодно отличается низкой материалоемкостью и малой массой. Так, расход древесины на разработанные деревометаллические балки пролетом 12,0 м, расположенные в покрытии с шагом 3,0 м, составляет 0,006 $м^3/м^2$ при соответствующем расходе стали 1,6 $кг/м^2$. Общий вес балки 170 кг, или 4,72 $кг/м^2$. Такой эффект был достигнут за счет того, что стенки из стальных профилированных листов с ориентацией гофров вдоль поясов балки способны воспринимать как касательные, так и нормальные напряжения, участвуя в совместной работе конструкции. Технологичность и простота разработанных балок была подтверждена изготовлением опытных образцов.

Толщина и тип гофра профилированного листа определяются из требуемой прочности и жесткости балки, а также из условия обеспечения устойчивости стенки. При необходимости повышения устойчивости стенки в конструкции можно предусмотреть уменьшенный, в сравнении с рядовым, шаг ребер жесткости в приопорных отсеках (см. рис. 1) или в этих отсеках выполнить восходящие диагональные ребра жесткости. Наряду с этим в процессе конструктивных разработок было найдено удачное, по мнению авторов, решение, обеспечивающее более полное использование профилированных листов в общей работе балки. В частности, предлагается дополнить каркас балки по рис. 1 продольными брусками, располагаемыми в гофрах в наиболее напряженных зонах балки, как показано на рис. 2. При этом рекомендуются те же средства крепления профилированных листов к брускам и брусков к каркасу [3].

В целях изучения характера напряженно-деформированного состояния и характера деформаций тонкой стенки из стальных профилированных

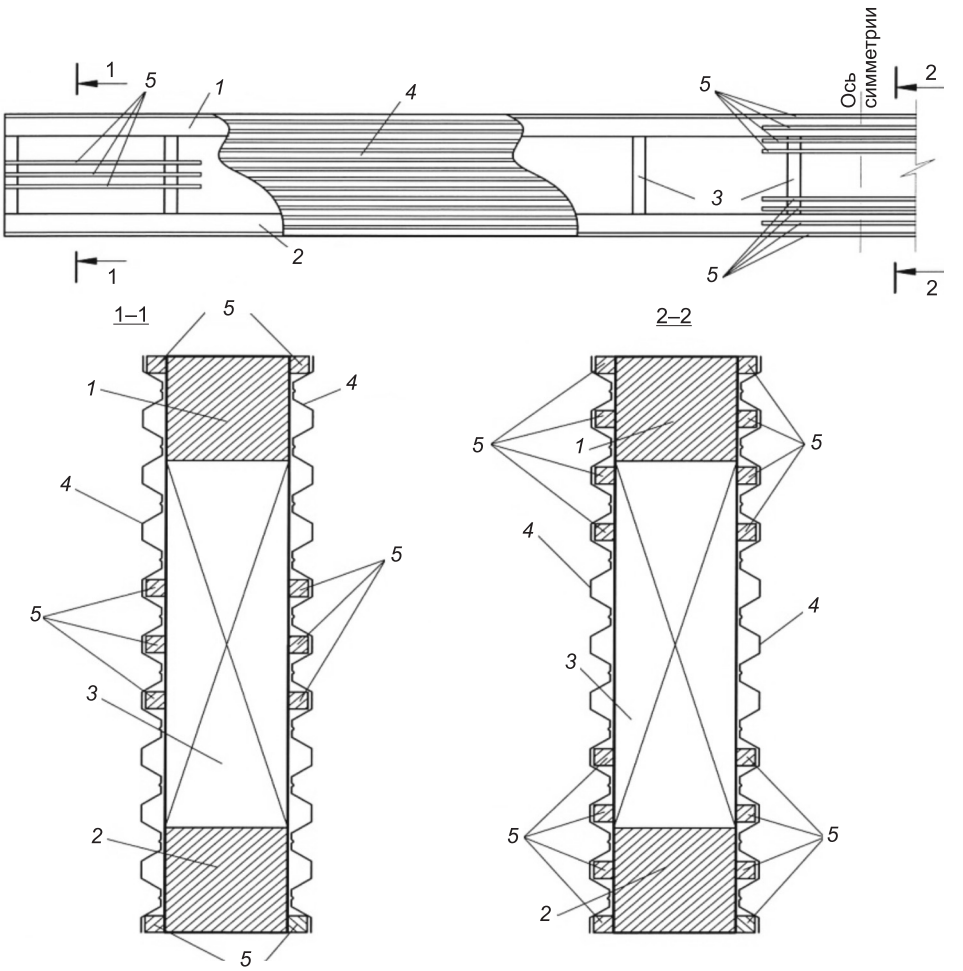


Рис. 2. Деревометаллическая балка со стенкой из стального профилированного листа и подкрепляющими ребрами

1, *2* — верхний и нижний пояс; *3* — ребра жесткости; *4* — стенки из гофрированных листов; *5* — подкрепляющие ребра

листов, а также степени включения ее в совместную работу с деревянным каркасом были проведены статические испытания трех однотипных крупноразмерных моделей деревометаллических балок, деревянный каркас которых был изготовлен в соответствии с рис. 1, за исключением того, что длина опорного отсека в опытных конструкциях была равна рядовому шагу ребер жесткости. Такой прием позволил экспериментально оценить устойчивость стенки при наихудших условиях ее работы. Габаритная длина балки составила 3,0 м при высоте 340 мм. Пояса балки параллельны и выполнены из сосны 2-го сорта сечением 68 × 42 мм. Верхний и нижний пояса соединены между собой вертикальными ребрами жесткости идентичного поперечного сечения. Сопряжение поясов и ребер жесткости выполнено на вклеенных стеклопластиковых нагелях диаметром 8,0 мм. Крепление стального профилированного листа типа С-10 толщиной 0,5 мм осуществлялось на двухрядный гвоздевой забой как по длине поясов, так и по ребрам жесткости в местах плотного примыкания поверхности гофра к поверхности элементов каркаса. Количество запрессовочных гвоздей длиной 40 мм определяли расчетом из условия восприятия сдвигающих усилий, возникающих между поясами и стенками, с соблюдением правил расстановки гвоздей в соединении по СП 64.13330.2011.

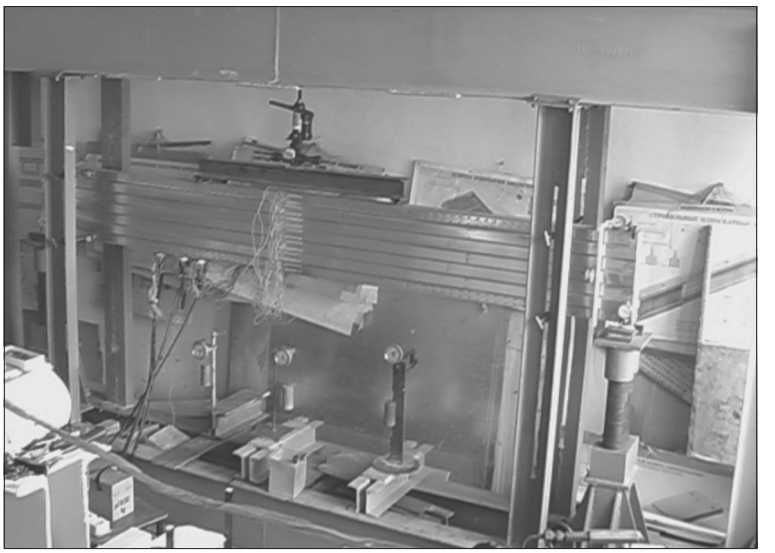


Рис. 3. Общий вид деревометаллической балки на испытании

Для проведения испытаний был сконструирован и изготовлен испытательный стенд, который позволяет испытывать балочные конструкции пролетом до 3,0 м. Опытная конструкция изучалась как балка, имеющая с одной стороны шарнирно-подвижную, с другой — шарнирно-неподвижную опоры (рис. 3). Испытания проводили с использованием методики и рекомендаций [4]. Опорные реакции передавались на нижний пояс балки через стальные жесткие прокладки, размеры которых определяли из расчета нижнего пояса на смятие древесины поперек волокон. Конструкции испытывали поперечной нагрузкой, приложенной к верхнему поясу в третях пролета с помощью траверсы, при этом точки передачи нагрузки находились непосредственно над ребрами жесткости, что позволило избежать действия локальных нагрузок на верхний пояс. Нагрузку создавали гидравлическим домкратом, контролируя ее величину с помощью динамометра. Устойчивость плоской формы деформирования балки при испытаниях обеспечивали специальными вертикальными траверсами, расположенными у опорных сечений и не препятствующими вертикальным прогибам испытываемой конструкции.

Нагружение конструкции осуществляли ступенями в равные промежутки времени, составляющие 1–1,5 мин. Величина каждой ступени принималась равной 0,2 от расчетной. Для получения четкой картины работы деревометаллических балок под нагрузкой измеряли:

— основные деформации системы: прогиб балок в середине и третях пролета, осадки опор, деформации профилированного листа в середине опорного и соседнего отсека в трех наиболее характерных точках по высоте, величину сдвига стального листа относительно верхнего пояса балки в опорном сечении;

— фибровые деформации элементов: поясов балки в середине пролета, стенки в середине пролета и в опорном отсеке с симметричным расположением дублирующих тензодатчиков.

Прогибы конструкции замерялись прогибомерами 6ПАО-ЛИСИ с ценой деления 0,01 мм, деформации профилированного листа контролировались индикаторами часового типа с ценой деления 0,01 мм, а величина сдвига стального листа относительно верхнего пояса балки — индикаторами часового типа с ценой деления 0,001 мм. Фибровые деформации элементов измеряли тензодатчиками с базой 10 мм в соответствии с об-

щей методикой с применением многоканальной микропроцессорной тензометрической системы ММТС-64.01. Данные с тензодатчиков поступали на компьютер, обрабатывались и выдавались микропроцессорной системой в виде напряжений. Фактический модуль упругости древесины был определен при статическом изгибе по стандартной методике, при этом его величина составила 11800 МПа.

Всего на испытываемой конструкции было установлено 34 тензорезистора, 3 прогибомера, 28 индикаторов с ценой деления 0,01 мм, 2 индикатора с ценой деления 0,001 мм.

В процессе испытаний прогибы балки, как в третях, так и в середине пролета, увеличивались пропорционально росту нагрузки. При достижении нагрузкой расчетной величины (9,0 кН/м) максимальные значения прогибов в середине пролета составили 4,23 мм или 1/697 от расчетного пролета. При нормативном значении нагрузки (6,6 кН/м) эти величины соответственно были равны 3,12 мм и 1/945L. Все величины прогибов были найдены с учетом фактических значений осадок опор, которые определяли в опорных сечениях с двух сторон балки, при этом в расчет вводили среднеарифметическое значение от измеренных величин. Пропорционально росту нагрузки происходило увеличение горизонтальных деформаций стального листа в середине опорного отсека, что свидетельствует об его упругой работе в пределах расчетных величин нагрузок. При расчетной нагрузке максимальная величина этой деформации составила 2,2 мм.

Деформации сдвига между верхним поясом и стенкой в опорных сечениях оказались незначительными (до 0,003 мм), что может позволить в дальнейшем (при достаточной доказательной теоретической и экспериментальной базе) пренебречь податливостью соединений стальной стенки с деревянными поясами при инженерных расчетах.

Характер распределения нормальных напряжений в стенке в середине пролета балки показан на рис. 4. Как видно из рис. 4, стенка из стальных профилированных листов с продольной ориентацией гофров практически полностью включается в общую работу балки, тем самым увеличи-

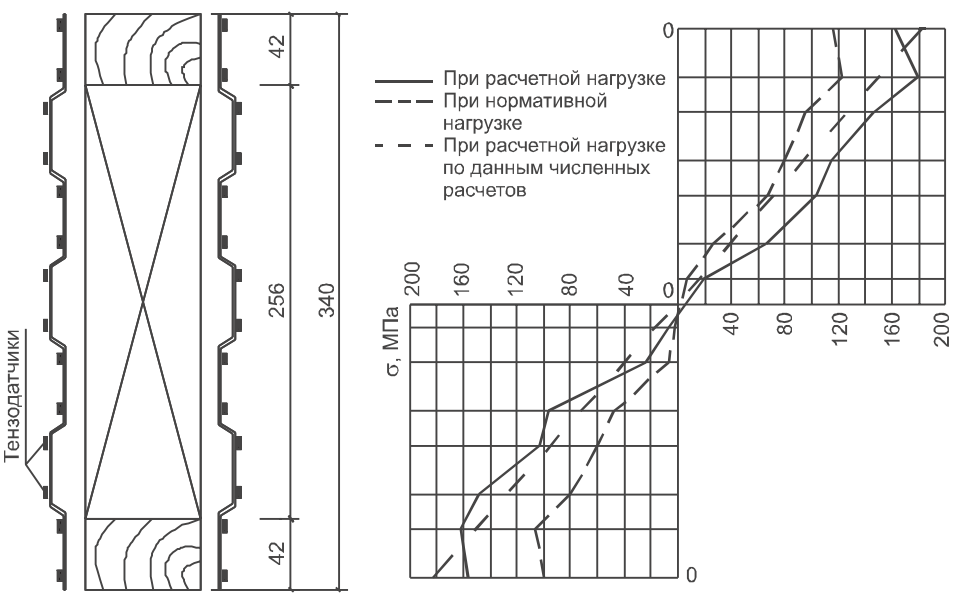


Рис. 4. График распределения нормальных напряжений в профилированной стенке при расчетной и нормативной нагрузках

вая ее прочность и жесткость. В зоне крепления стенки к поясам при помощи гвоздей наблюдается некоторое падение значений напряжений, что можно объяснить локальными точками крепления листа к поясам, за счет чего и происходит такое снижение. Предполагая, что характер распределения нормальных напряжений в стенке соответствует элементарной теории поперечного изгиба и, сравнивая теоретические эпюры с экспериментальными данными, можно рассчитать корректировочный коэффициент, учитывающий изменение нормальных напряжений в стенке в зоне ее крепления к поясам в меньшую сторону. Обработка опытных данных показала, что значение такого коэффициента составляет 0,85. Это значение сохраняется практически по всем ступеням загружения. В опытной конструкции включение стенки в общую работу балки позволило на 35 % повысить момент инерции поперечного сечения. В случае применения профилированного листа толщиной 0,7 мм вместо 0,5 мм такое увеличение составило бы 43 %. Отметим, что рост напряжений во всех контролируемых точках происходил практически пропорционально росту нагрузки, что дает возможность говорить об упругом характере деформирования балки при достижении нагрузкой расчетной величины.

Опытная конструкция балки разрушилась при нагрузке 12,0 кН/м, что в 1,33 раза превышает расчетную величину. Разрушение произошло из-за потери устойчивости стенки у опорных частей, причем складки были расположены по нисходящей диагонали крайних отсеков. Процесс разрушения сопровождался падением нагрузки и при ее восстановлении путем подкачки домкрата непрерывным ростом деформаций балки. В опорных сечениях происходило выпучивание стального профилированного листа из плоскости балки с выдергиванием крепежных гвоздей из опорного вертикального ребра жесткости и приопорных зон поясов.

Испытанная конструкция рассчитана на компьютере по программе «Лира-9.2». Сравнение экспериментальных и теоретических данных исследований деревометаллической балки показало их достаточную сходимость (разность между теоретическими и экспериментальными данными не превышала 14 %). Это доказывает возможность расчета деревометаллических балок с тонкой стальной профилированной стенкой, включенной в общую работу конструкции с помощью таких программ, как «Лира» или ей аналогичных. Также были проведены численные расчеты балки с подкрепляющими ребрами по рис. 2. Полученные данные подтвердили, что за счет введенных в конструкцию деревометаллической балки дополнительных подкрепляющих ребер устойчивость стенки повышается. Например, если в базовом варианте коэффициент запаса по устойчивости стенки составлял 1,2, то в балке с подкрепляющими ребрами он был равен 1,6. Несомненно, что до внедрения в практические рекомендации эффект влияния подкрепляющих ребер на устойчивость стенки должен быть изучен дополнительно экспериментальными методами.

Легкие, дешевые, технологичные, простые в изготовлении, монтаже — все вышеизложенное относится к новым деревометаллическим балкам. Активное внедрение таких конструкций в строительство, в том числе в малоэтажное домостроение, будет способствовать решению в кратчайшие сроки жилищных проблем.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 47405. Российская Федерация, МПК Е 04 С 3/292. Деревометаллическая пространственная ферма. Полезная модель [Текст] / П.А. Дмитриев, В.И. Жаданов, И.С. Инжутов ; опубл. 27.08.2005, Бюл. № 24. — 6 с.

2. ГОСТ 24045–94. Профили стальные листовые гнутые с трапециевидными гофрами для строительства : Технические условия [Текст]. — М. : Изд-во стандартов, 1994. — 22 с.
3. Пат. 2276239. Российская Федерация, МПК Е 04 С 3/07. Балка [Текст] / П.А. Дмитриев, В.И. Жаданов, С.В. Калинин ; опубл. 10.05.2006, Бюл. № 13. — 6 с.
4. Рекомендации по испытанию деревянных конструкций / ЦНИИСК им. Кучеренко. — М. : Стройиздат, 1976. — 28 с.

ЖАДАНОВ Виктор Иванович, д-р техн. наук, проф.
Оренбургский государственный университет
КАЛИНИН Сергей Владимирович, препод.
Оренбургский государственный университет

Получено после даработки 03.04.12

Zhadanov Victor Ivanovich, doctor of technical sciences, professor, Orenburg State University, Russia
Kalinin Sergey Vladimirovich, lecturer, Orenburg State University, Russia

WOODMETALL BEAMS DESIGNS WITH THE WALL FROM THE STEEL GOFFERED OF THE LEAF

Results of developmental development, experimental and numerical researches woodmetall beams with a wall from steel profifailed of sheets are resulted. Their advantages before known analogues are noted and offered ways the further perfection, as from the point of view of reduction of expense of materials, and simplification of manufacturing techniques. Novelty of development is confirmed by patents of Russian of Federation.

K e y w o r d s: woodmetall beams, a belt of a beam, an edge of rigidity, profiled a leaf, strength, rigidity, experiment, stability, a basic compartment.

REFERENCES

1. Pat. 47405. Russian Federation, MPK E 04 C 3/292. Woometall spatial farm. [Text] / P.A. Dmitriev, V.I. Zhadanov, I.S. Inzhutov; Publ. 27.08.2005. Bull. N 24. — 6 p.
2. State Standard 24045–94. Structures steel sheet the bend with trapezoid goffred for construction. Specifications [Text]. — M. : Standards Publ. House, 1994. — 22 p.
3. Pat. 2276239. Russian Federation, МПК E 04 C 3/07. Beam [Text] / P.A. Dmitriev, V.I. Zhadanov, S.V. Kalinin; Publ. 10.05.2006. Bull. N 13. — 6 p.
4. Recommendations on test of wooden designs / CSRICC name of Kucherenko. — M. : Construction Publ. House, 1976. — 28 p.

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 539.3

В.В. АДИЩЕВ, Н.С. АСТАПОВ, В.В. МАЛЬЦЕВ

УТОЧНЕННОЕ РЕШЕНИЕ КЛАССИЧЕСКОЙ ЗАДАЧИ РАСЧЕТА БАЛКИ-СТЕНКИ

На примере расчета неразрезной балки-стенки рассмотрено применение тригонометрических рядов к решению плоской задачи теории упругости. Проведен анализ и выявлены неточности известного в учебной литературе решения. С помощью численного эксперимента обнаружены и локализованы зоны концентрации напряжений.

Ключевые слова: балка-стенка, плоская задача теории упругости, функция напряжений, тригонометрические ряды.

Подробное решение рассматриваемой задачи и анализ полученных результатов даны в работе [1]. Однако ключевым инструментом этого решения является ряд, расходящийся всюду в используемом промежутке. Сокращенный вариант решения [1] без существенных изменений и замечаний воспроизведен в работе [2].

Ниже предлагается исправленное решение. Выявлены причины получения правдоподобных результатов в [1, 2], несмотря на допущенные математические неточности.

Постановка задачи. Балкой-стенкой называется элемент конструкции, выполненный в виде балки, высота которой h сопоставима с длиной перекрываемого пролета. Предполагается, что балка-стенка опирается на ряд колонн, расположенных с одинаковым шагом $2l$, и несет нагрузку q, равномерно распределенную по верхней грани (рис. 1).

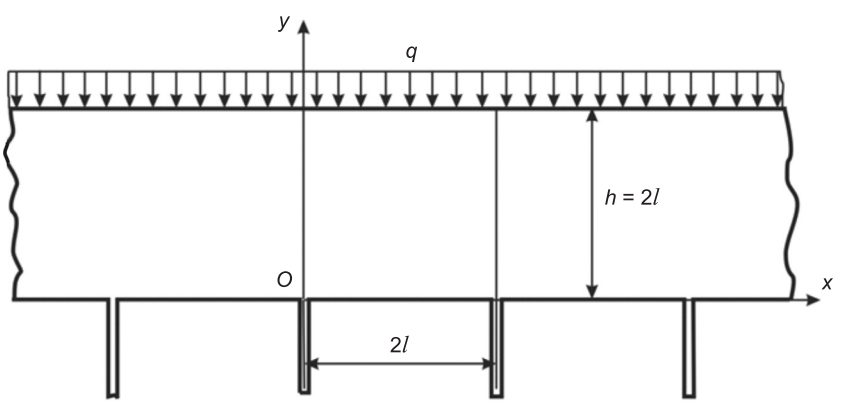


Рис. 1. Равномерно нагруженная неразрезная балка-стенка

Собственный вес балки-стенки при расчете не учитывается. Считается, что за исключением крайних пролетов все остальные находятся в одинаковых условиях, т.е. в соответствующих точках всех пролетов возникают одинаковые напряжения. Таким образом, для исследования напряжен-

© Адищев В.В., Астапов Н.С., 2012

но-деформированного состояния всей балки достаточно использовать решение плоской задачи теории упругости для одного пролета балки-стенки. Это решение сводится к отысканию одной бигармонической функции $\varphi(x, y)$ — функции напряжений Эри, — удовлетворяющей заданным условиям на прямоугольном контуре пролета.

Направим ось Oy вдоль оси колонны, а ось Ox — вдоль нижней кромки балки. Для выполнения условий симметрии относительно оси Oy функцию напряжений $\varphi(x, y)$ следует взять четной по отношению к переменной x [1]:

$$\varphi(x, y) = bx^2 + \sum_{n=1}^{\infty} \cos\alpha x (A_n \operatorname{ch}\alpha y + B_n y \operatorname{ch}\alpha y + C_n \operatorname{sh}\alpha y + D_n y \operatorname{sh}\alpha y), \qquad (1)$$

где $\alpha = n\pi/l$, n — натуральное число. Напряжения выражаются через функцию Эри следующим образом:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2}, \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2}, \quad \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y}. \qquad (2)$$

Значения постоянных в выражении (1) определяются с помощью граничных условий. Так как верхняя грань балки несет нормальную сжимающую нагрузку интенсивностью q, то при $y = h$ можно записать следующие два условия

$$\sigma_y = -q, \qquad (3)$$

$$\tau_{xy} = 0. \qquad (4)$$

Нижняя грань балки свободна от нагрузки во всех точках, кроме тех, которые опираются на колонны, поэтому при $y = 0$ касательные напряжения также равны нулю

$$\tau_{xy} = 0. \qquad (5)$$

Для включения в граничные условия опорных реакций на нижней грани рассмотрим равновесие части балки в пределах одного пролета, отсеченной горизонтальной плоскостью на произвольной высоте y. Из суммы проекций на ось Oy всех сил, действующих на выделенную часть балки, следует условие

$$\int_0^{2l} \sigma_y \, dx = -2ql, \qquad (6)$$

справедливое для любого горизонтального сечения $y = \text{const}$, $0 \le y \le h$. Представим реакции опор в виде распределенной нагрузки на нижнюю грань (рис. 2). Функция, аппроксимирующая распределение напряжений

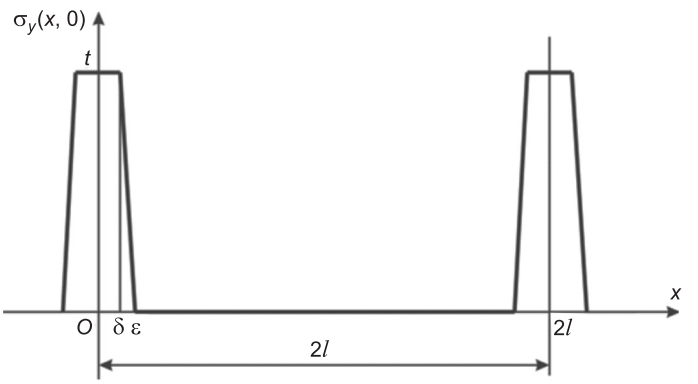


Рис. 2. Распределение нормальной нагрузки на нижней грани балки-стенки

$\sigma_y(x, 0)$ в окрестности опоры, имеет трапециевидный график. Ее аналитическое представление на интервале $0 \le x \le l$ принимает вид:

$$\sigma_y(x, 0) = \begin{cases} t, & 0 \le x \le \delta, \\ t(x-\varepsilon)/(\delta-\varepsilon), & \delta \le x \le \varepsilon, \\ 0, & \varepsilon \le x \le l. \end{cases} \tag{7}$$

Решение задачи. Используя представление (7) из условия (6) для $y = 0$, найдем $t = -2ql / (\delta + \varepsilon)$. Для данного значения t разложение функции (7) в ряд Фурье по косинусам имеет вид

$$\sigma_y(x,0) = -q - 2q \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2}(\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon)\cos\alpha x. \tag{8}$$

Подставляя в условия (3)–(6), (8) составляющие напряжений (2), после интегрирования и приведения подобных членов получим для определения неизвестных постоянных в выражении (1) систему из пяти уравнений:

$$b - \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^2 \cos\alpha x (A_n \operatorname{ch}\alpha h + B_n h \operatorname{ch}\alpha h + C_n \operatorname{sh}\alpha h + D_n h \operatorname{sh}\alpha h) = -q, \tag{9}$$

$$\begin{aligned} \sum_{n=1}^{\infty} \alpha \sin\alpha x \,[A_n \alpha \operatorname{sh}\alpha h + B_n(\operatorname{ch}\alpha h + \alpha h \operatorname{sh}\alpha h) + \\ + C_n \alpha \operatorname{ch}\alpha h + D_n(\operatorname{sh}\alpha h + \alpha h \operatorname{ch}\alpha h)] = 0, \end{aligned} \tag{10}$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} \alpha \sin\alpha x (B_n + C_n \alpha) = 0, \tag{11}$$

$$\begin{aligned} b - \sum_{n=1}^{\infty} \alpha^2 \cos\alpha x (A_n) = \\ = -q - 2q \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2}(\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon)\cos\alpha x, \end{aligned} \tag{12}$$

$$b \cdot 2l = -2ql. \tag{13}$$

Из уравнения (13) находим $b = -q$, из уравнения (12) получим:

$$A_n = \frac{2q}{\alpha^2} \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \frac{1}{n^2}(\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon). \tag{14}$$

Для того чтобы сумма членов ряда, не зависящих друг от друга, равнялась нулю, необходимо и достаточно, чтобы коэффициенты при $\cos\alpha x$ и $\sin\alpha x$ равнялись нулю. Поэтому уравнения (9)–(11) равносильны соответственно уравнениям:

$$A_n \operatorname{ch}\alpha h + B_n h \operatorname{ch}\alpha h + C_n \operatorname{sh}\alpha h + D_n h \operatorname{sh}\alpha h = 0, \tag{15}$$

$$\begin{aligned} A_n \alpha \operatorname{sh}\alpha h + B_n(\operatorname{ch}\alpha h + \alpha h \operatorname{sh}\alpha h) + C_n \alpha \operatorname{ch}\alpha h + \\ + D_n(\operatorname{sh}\alpha h + \alpha h \operatorname{ch}\alpha h) = 0, \end{aligned} \tag{16}$$

$$B_n + C_n \alpha = 0. \tag{17}$$

Решая систему уравнений (15)–(17), находим постоянные:

$$B_n = \alpha A_n \frac{\mathrm{sh}\alpha h \mathrm{ch}\alpha h + \alpha h}{\mathrm{sh}^2 \alpha h - \alpha^2 h^2},$$

$$C_n = -A_n \frac{\mathrm{sh}\alpha h \mathrm{ch}\alpha h + \alpha h}{\mathrm{sh}^2 \alpha h - \alpha^2 h^2},$$

$$D_n = -\alpha A_n \frac{\mathrm{sh}^2 \alpha h}{\mathrm{sh}^2 \alpha h - \alpha^2 h^2}.$$

Учитывая, что значения дробей в выражениях постоянных B_n, C_n и D_n для высоких балок-стенок при высоте h, сравнимой с величиной $2l$, близки к единице [1], получим:

$$B_n = \alpha A_n,\ C_n = -A_n,\ D_n = -\alpha A_n. \qquad (18)$$

Заметим, что даже при $h \approx l$ в практических расчетах достаточно учитывать указанные дроби лишь для $n = 1$.

Подставляя найденные значения постоянных в формулы (2) и заменяя гиперболические функции экспоненциальными, находим:

$$\sigma_x = 2q \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} (\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon)(\alpha y - 1) e^{-\alpha y} \cos\alpha x, \qquad (19)$$

$$\sigma_y = -q - 2q \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} (\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon)(\alpha y + 1) e^{-\alpha y} \cos\alpha x, \qquad (20)$$

$$\tau_{xy} = -2q \frac{2l^2}{\pi^2(\varepsilon^2 - \delta^2)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} (\cos\alpha\delta - \cos\alpha\varepsilon)\alpha y e^{-\alpha y} \sin\alpha x. \qquad (21)$$

В работах [1, 2] вместо выражения (14) получено выражение $A_n = 2q/\alpha^2$, которое не содержит множитель $1/n^2$, существенно влияющий на сходимость рядов (19)–(21). Выражения для коэффициентов B_n, C_n и D_n в [1, 2] не отличаются от выражений (18), потому что система уравнений (9)–(13) отличается от системы уравнений (ж) работы [2] лишь уравнением (12).

Результаты расчета. На рис. 3 представлены графики напряжений σ_x, σ_y и τ_{xy} для одного пролета балки-стенки $0 \le x \le 2 = 2l$, $0 \le y \le 2 = h$, построенные при $\varepsilon = 0{,}01$, $\delta = 2\varepsilon/3$, $q = 1$ по формулам (19)–(21) соответственно. Анализ графических зависимостей показывает, что за исключением небольших локализованных зон величины напряжений удовлетворяют неравенствам $|\sigma_x| \le q/2$, $0 \le \sigma_y \le 2q$, $|\tau_x| \le q/2$. Причем эти зоны для напряжений σ_y расположены прямо над опорами, а для напряжений σ_x и τ_{xy} — вблизи центральных осей, проходящих через опоры. В результате вычислений получены приближенные значения координат точек, в которых достигаются наибольшие значения напряжений:

$$\sigma_x(0,0) \approx \sigma_y(0,0) \approx 199q,$$

$$\tau_{xy}(1{,}9916; 0{,}0045) \approx -\tau_{xy}(0{,}0084; 0{,}0045) \approx 34q.$$

В процессе численного эксперимента менялось задание величины нормальной нагрузки σ_y на нижней грани балки с помощью параметров ε и δ (формула (7)). Установлено, что качественно и практически количест-

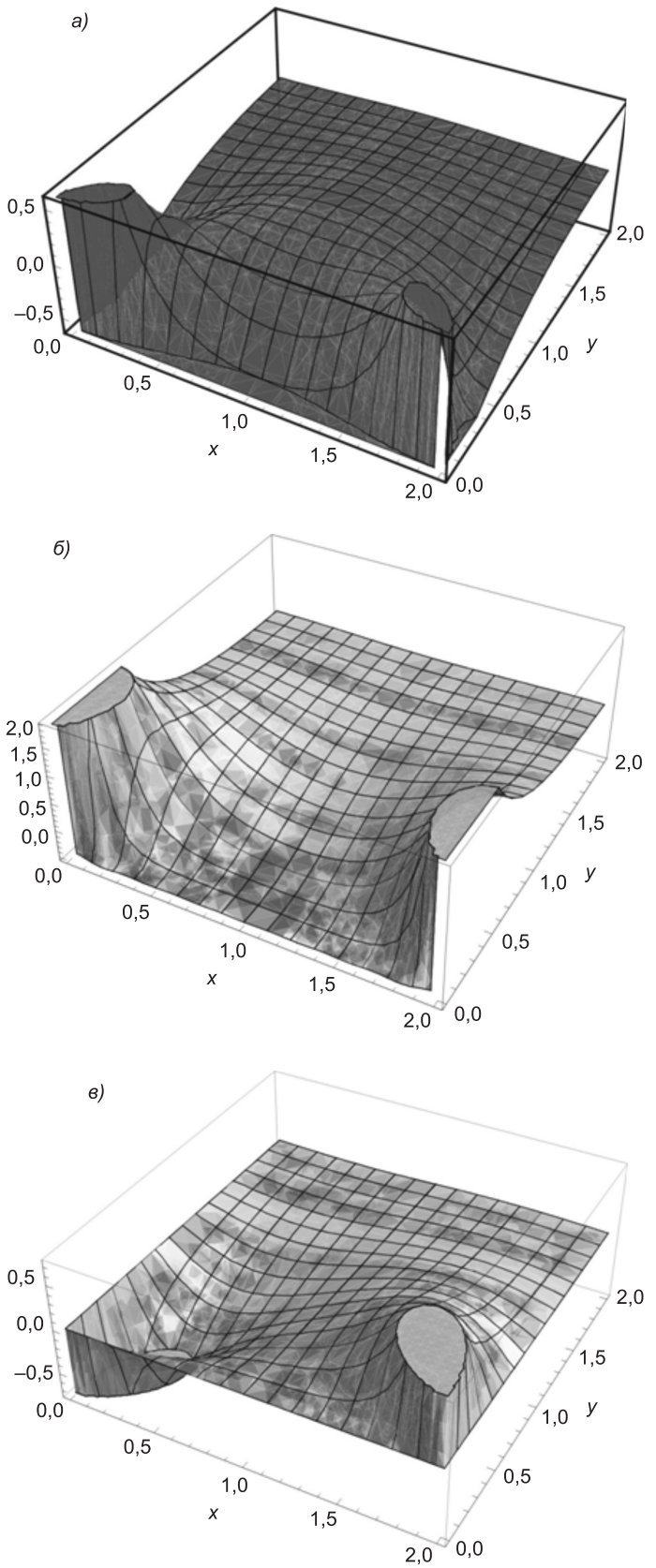


Рис. 3. Распределение напряжений σ_x (*а*), σ_y (*б*), τ_{xy} (*в*)

венно графики напряжений σ_x, σ_y и τ_{xy} изменяются несущественно. При $\varepsilon = 0{,}01, \delta = 0, q = 1$ (в этом случае график реакции опор имеет треугольный вид, причем площадь треугольника равна площади трапеции в соответствии с соотношением (6)) также получены приближенные значения координат точек, в которых достигаются наибольшие значения напряжений:

$$\sigma_x(0,0) \approx \sigma_y(0,0) \approx 119q,$$

$$\tau_{xy}(1{,}9935; 0{,}005) \approx -\tau_{xy}(0{,}0065; 0{,}005) \approx 37q.$$

На самом деле представление (7) является аппроксимацией распределения нормальных напряжений, возникающих в результате приложения сосредоточенной силы (дельта-функция) к нижней кромке балки вдоль оси каждой колонны. Чем меньше значение ε, тем точнее аппроксимация соответствует действию сосредоточенной силы. Но, как подтверждают вычисления, графики напряжений внутри пролета балки от уменьшения ε практически не меняются, отличие становится заметным лишь вблизи нижней грани балки.

Сравнение с известным решением. Графики напряжений σ_x, σ_y и τ_{xy}, построенные по формулам, предложенным в работе [1], практически не отличаются от представленных на рис. 3 за исключением малой окрестности нижней кромки балки. Так, на рис. 4 представлены графики напряжений σ_x в сечении $y = 0{,}01$, построенные при $\varepsilon = 0{,}01$ по формуле (19) для $\delta = 2\varepsilon / 3$ (кривая *1*), $\delta = 0$ (кривая *2*) и по формуле, данной в [1, 2] (кривая *3*). Существенное отличие графиков наблюдается лишь вблизи опор $0 \le x \le 0{,}015$.

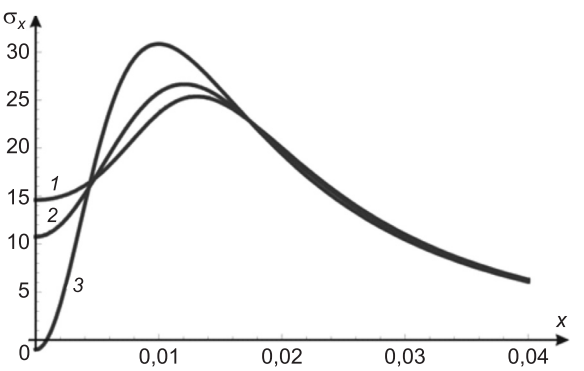


Рис. 4. Распределение напряжений σ_x в сечении $y = 0{,}01$

Проанализируем постановку задачи и ее решение, приведенное в [2, с. 80–84]. Вместо условия (8) данной работы в [2] используется условие $\sigma_y(x,0) = 0$ для всех x (см. четвертое уравнение системы (ж) на с. 82). Однако это условие противоречит условию (6), т.е. пятому условию системы (ж). Эти два условия несовместимы при $q \neq 0$ и $l \neq 0$, потому что из равенства $\sigma_y(x,0) = 0$ следует равенство $\int_0^{2l} \sigma_y dx = 0$. Авторы работ [1, 2] ошибаются, считая, что ряд $\sum_{n=1}^{\infty} \cos n\psi$ сходится при $0 < \psi < 2\pi$ и его сумма равна $-1/2$, что верно лишь в смысле Римана (см. [3, с. 683]). Для всех ψ указанный ряд расходится [3, с. 526, 502], частичные суммы этого ряда легко вычисляются по формуле $\sum_{n=1}^{k} \cos n\psi = \frac{\sin((2k+1)x/2)}{2\sin(x/2)} - \frac{1}{2}$. Используя этот расходящийся ряд, авторы неявным образом подправляют краевое условие $\sigma_y(x,0) = 0$, заменяя его условием $\sigma_y(x,0) = -q - 2q\sum_{n=1}^{\infty} \cos \alpha x$, которое уже очень похоже на условие

(12) настоящей работы. В результате в [1] получено решение в виде тригонометрических рядов, сходящихся, хотя и медленно, всюду кроме точек нижней кромки балки, где эти ряды расходятся.

Заметим, что, если вместо указанного расходящегося ряда взять, например, ряд $\sum_{n=1}^{\infty} \frac{\cos n\psi}{n^{1/100}}$, сходящийся при $0 < \psi < 2\pi$ (см. [3, с. 518]), то получим решение, практически совпадающее с решением (19)–(21).

Интересно отметить, что при выборе функции напряжений в виде (1) из условий (4) и (5) следует равенство нулю суммы проекций всех сил на ось x

$$\int_0^h \sigma_x dy = 0, \qquad (22)$$

т.е. шестое условие работы [2]. В записи этого условия в виде шестого уравнения системы (ж) в [2] допущена опечатка: вместо $+C_n\alpha \mathrm{ch}\alpha h + 1 +$ должно быть $+C_n\alpha(\mathrm{ch}\alpha h - 1) +$. В [1] указывается, что условие (22) совместимо только с подвижными опорами, так как в этом случае опоры при деформации раздвигаются, и вся балка-стенка удлиняется в горизонтальном направлении. Если же предполагать, что балка-стенка не может свободно удлиняться, то в [1] вместо условия (22) предлагается ввести условие равенства нулю продольного перемещения при $x = 0$, а в функцию напряжений ввести добавочный член cy^2. В результате незначительно изменится лишь выражение для напряжения σ_x, а выражения для напряжений σ_y и τ_{xy} останутся прежними.

Выводы. Формулы, приведенные в [2], для вычисления возникающих в балке-стенке напряжений не рекомендуется использовать на практике, потому что соответствующие ряды сходятся медленно, а для нижней грани балки — расходятся.

Сосредоточенная сила (абстрактное понятие) обусловливает возникновение бесконечных напряжений в точке приложения, при которых, очевидно, должен разрушиться любой реальный материал. Поэтому при решении практических задач необходимо сосредоточенные силы аппроксимировать распределенными (дифференцируемыми или, по крайней мере, кусочно-гладкими) нагрузками.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Жемочкин, Б.Н. Теория упругости [Текст] / Б.Н. Жемочкин. — М. : Госстройиздат, 1957. — 256 с.
2. Самуль, В.И. Основы теории упругости и пластичности: Учеб. пособие для студентов вузов [Текст] / В.И. Самуль. — 2-е изд., перераб. — М. : Высш. шк., 1982. — 264 с.
3. Фихтенгольц, Г.М. Курс дифференциального и интегрального исчисления [Текст] / Г.М. Фихтенгольц : в 3 т. Т. 3. — М.; СПб. : Физматлит, 2002. — 728 с.

АДИЩЕВ Владимир Васильевич, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
АСТАПОВ Николай Степанович, канд. физ.-мат. наук, доц.
Институт гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН, г. Новосибирск
МАЛЬЦЕВ Виктор Васильевич, студ.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено после доработки 20.04.12

Adishchev Vladimir Vasilievich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Astapov Nicolay Stepanovich, candidate of physical and mathematical sciences, assistant professor, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Novosibirsk, Russia
Maltsev Viktor Vasilievich, student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

SOLUTION REFINEMENT CLASSICAL PROBLEM OF CALCULATING BEAM-WALL

In the example of calculation of continuous beam-wall is considered the use of trigonometric series to solve the plane problem of elasticity theory. The analysis of known and identified inaccuracies in the academic literature solutions. With the help of numerical experiments detected and localized zones of concentration of stresses.

K e y w o r d s: beam-wall, the plane problem of elasticity theory, the function of the stresses; trigonometric series.

REFERENCES

1. J e m o c h k i n, B.N. The theory of elasticity [Text] / B.N. Jemochkin. — M. : State Public House of the Literature on Building and Architecture, 1957. — 256 p.
2. S a m u l, V.I. Base of the theory of elasticity and plasticity [Text] / V.I. Samul. — M. : Higher School, 1982. — 264 p.
3. F i c h t e n g o l t z, G.M. Differential and Integral Calculus [Text] / G.M. Fichtengoltz. — M. ; SPb. : Fizmatlit, 2002. — Vol. 3. — 728 p.

УДК 69.002.51.001

П.В. ПРИВАЛОВ, С.А. ВИНОГРАДОВ

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РЕЗЕРВИРОВАНИЯ ЗАПАСНЫХ ЧАСТЕЙ К КОМПЛЕКСАМ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАШИН НА РАЗЛИЧНЫХ УРОВНЯХ ПОТРЕБЛЕНИЯ

Разработана математическая модель резервирования запасных частей к технологическим комплексам машин, позволяющая регулировать уровень запасных частей для различных потребителей: частные предприятия, строительные организации, ремонтно-обслуживающие предприятия, районные объединения, область (край) и т.д.

Ключевые слова: технологический комплекс машин, оптимизация резерва запасных частей, строительная организация (предприятие), уровни хранения (потребления) запасных частей, дилеры по обслуживанию машин, интенсивность отказа машины, срок эксплуатации машин.

Сложность производства технологических процессов по вводу строительных объектов различного назначения выдвигает высокие требования к обеспечению работоспособности технологических комплексов машин по выполнению определенного объема работ в заданные сроки и изысканию путей их сокращения. Особый подход необходим при эксплуатации машин, используемых периодически в составе технологических комплексов, работа которых основывается на обеспечении необходимой длительности и непрерывности выполнения рабочего цикла машинным агрегатом в технологическом процессе.

Резервами повышения эффективности работы комплексов машин являются использование средств инженерного воздействия и возможность маневрирования материальными ресурсами для поддержания работоспособности машинных агрегатов. Для этого необходима разработка научно-методических основ по обоснованию резерва запасных частей по уровням их размещения, обеспечивающая работоспособность комплексов машин на определенный период выполнения технологических работ. И на этом должна строиться стратегия ремонтно-обслуживающих воздействий.

Планирование количества и номенклатуры запасных узлов производится с помощью статистических прогнозов, основанных на применении в данный период конкретных деталей с учетом срока эксплуатации машин. Достаточно высокая оперативность в решении вопросов обеспечения запасными частями и ремонтными материалами возможна лишь при использовании компьютеров, снабженных соответствующими информационными системами. Общая иерархическая схема распределения запасных частей выглядит следующим образом: центральный склад завода-изготовителя, система региональных распределительных складов, которые заключают договоры с заводом-изготовителем на поставку определенного количества и номенклатуры запасных частей. Следующей ступенью в эшелонированной системе хранения и обеспечения запасными узлами

© Привалов П.В., Виноградов С.А., 2012

являются дилеры, поставляющие необходимое их количество строительным организациям (предприятиям) и другим потребителям.

Математическая модель оптимизации резерва запасных частей к технологическим комплексам машин базируется на системном подходе с применением теорий вероятности, надежности, восстановления и массового обслуживания. Интенсивность потока $\lambda_К$ отказов N машинных агрегатов технологического комплекса можно определить по выражению

$$\lambda_К = N\mu rk\overline{T}_р^{-1}, \qquad (1)$$

где $\lambda_К$ — интенсивность отказа элемента (детали, узла, агрегата), требований/день;

μ — общая доля замен запасных частей по всем наименованиям;

r — общая доля замен запасных частей данного наименования;

k — коэффициент использования сменного времени;

$\overline{T}_р$ — средняя наработка на отказ машинного агрегата, ч.

Если запасная часть не используется при выполнении всех работ за рассматриваемый период, то стоимость ее уменьшается на m долю от первоначальной. Следовательно, приобретенные сверх нормы запасные части приводят к потере материальных средств на величину $(1 - m)$С, где С — стоимость запасной части до начала технологических работ, в условных денежных единицах (у.д.е.); m — доля уменьшения стоимости запасной части по истечении одного периода работ (амортизации) $(0 \le m \le 1)$. Параметр m примем как коэффициент затрат при излишнем резерве запасных частей или коэффициент «переоценки» потребности.

Если резерва запасных частей не хватает для восстановления машин на определенный период выполнения технологических работ, то дефицит их приведет к дополнительным затратам (транспортные расходы для приобретения и доставки), сумма которых будет кратна стоимости детали в d раз: общие затраты составят $(d$С), у.д.е. $(d \ge 1)$. Эту величину назовем коэффициентом стоимости детали при дефиците или коэффициентом «недооценки» потребности. Таким образом, коэффициенты m и d являются управляемыми: первый ограничивает приобретение лишних деталей (узлов), а второй стимулирует запас (резерв) их для уменьшения простоя в ожидании замены отказавшего элемента машины.

Существует эшелонированная, иерархическая система размещения (хранения) запасных частей: предприятие, акционерное общество, объединение предприятий, районные, областные, региональные и др. Предположим, что имеется N_i машин, которые обслуживаются складом запасных частей i-го иерархического уровня. В начале сезона были приобретены и хранятся на складе h штук определенного наименования запасных частей для машинных агрегатов технологического комплекса. Известна интенсивность отказа данного элемента машины $\lambda_э = \overline{T}_{рэ}^{-1}$, где $\overline{T}_{рэ}$ — средняя наработка на отказ данного элемента машинного агрегата. Стоимость при резерве запасной части перед началом работ — С, у.д.е. По окончании работ стоимость неиспользованных деталей $\overline{\omega}$ определенного наименования составит $(1 - m)$С, у.д.е, где m — доля уменьшения стоимости запасной части при амортизации $(0 \le m \le 1)$. При недостаточном количестве запасных частей данного наименования в период выполнения технологических работ дополнительно приобретаются $\overline{\Omega}$ элементов. Тогда стоимость каждого элемента машины увеличится в d раз $(d \ge 1) : (d$С), у.д.е.

В дополнительную стоимость элемента машины входят транспортные расходы по доставке дефицитной детали, снижение производительности труда, увеличение срока ввода в эксплуатацию объекта и др. Необходимо определить оптимальную продолжительность выполнения технологических работ $T_о$, при которой потери будут минимальные, а также среднее квадратичное отклонение σ от оптимальной продолжительности выполнения работ.

Таким образом, для определения целевой функции необходимо иметь исходные данные:

$$L_{исх}(N, \overline{T}_Р, \mu, r, k, m, d, C, T_о, \sigma). \quad (2)$$

Число приобретаемых элементов машин h является управляемой переменной. Задача заключается в оптимизации резерва запасных частей $h_{опт}$. Целевая функция состоит из затрат на первоначальный резерв запасных частей для технологического комплекса машин с учетом амортизационных расходов неиспользованных деталей:

$$\Phi_1(h) = Ch - (1-m)C\overline{\omega} \quad (3)$$

и расходов на приобретение дополнительных элементов:

$$\Phi_2(h) = dC\overline{\Omega}, \quad (4)$$

где $\overline{\omega}$ — среднее число неиспользованных запасных частей;
$\overline{\Omega}$ — среднее число деталей, дополнительно приобретаемых на данный период производства технологических работ.

Удельные затраты $\Phi(h)$, в расчете на один машинный агрегат, составят:

$$\Phi(h) = \frac{\Phi_1(h) + \Phi_2(h)}{N} = \frac{C}{N}[h - (1-m)\overline{\omega} + d\overline{\Omega}]. \quad (5)$$

Преобразуем полученное выражение. Обозначим $P(x)$ — вероятность использования x запасных частей за период выполнения заданного объема технологических работ.

В зависимости от величины первоначального заказа h возможны две ситуации: $x < h$ и $x > h$. Обозначим отклонение Δ от начального резерва запасных частей. В первом случае вероятность неиспользуемых запасных частей остается в количестве $\Delta = h - x$. Среднее число запасных частей, исходя из вероятности их использования, определится из выражения

$$\overline{\omega} = \sum_{x=0}^{h} (h - x)P(x). \quad (6)$$

В другой ситуации (для $x > h$) необходимо приобрести дополнительно деталей $\Delta = x - h$. Среднее число приобретаемых запасных частей вычисляется по формуле

$$\overline{\Omega} = \sum_{x=h+1}^{\infty} (x - h)P(x). \quad (7)$$

Если в выражение (5) подставим (6) и (7), ко второму слагаемому прибавим, а из третьего вычтем $(1-m)\sum_{x=h+1}^{\infty}(x-h)P(x)$ с учетом отклоне-

ния Δ потребности запасных частей от резерва $\overline{\Delta} = \sum_{x=0}^{\infty} xP(x)$ и нормировочного условия $\sum_{x=0}^{\infty} P(x) = 1$, то получим окончательное выражение для целевой функции

$$\Phi(h) = \frac{C}{N}\left[mh + (1-m)\overline{\Delta} + (d-1+m)\sum_{x=h+1}^{\infty}(x-h)P(x)\right]. \qquad (8)$$

Если до начала работ не было запасных частей ($h = 0$), то $\Phi(h) = \frac{Cd\overline{\Delta}}{N}$. Стоимость их приобретения в условиях дефицита будет в d раз дороже, что соответствует начальным предпосылкам.

Характер величин наработки на отказ $T_р$ и продолжительности выполнения технологических работ T_0 определяет один из двух подходов к решению поставленной задачи: либо детерминированный, либо стохастический. Если предположить, что эти две величины являются постоянными на всем рассматриваемом временном интервале, то мы получим детерминированную модель: $T_р$ = const, λ = const, T_0 = const. Следовательно, потребность в запасных частях можно определить из соотношения $h = \lambda T_0$, которая не соответствует реальности.

Стохастическая модель предполагает случайный характер изменения величин. Из результатов обработки экспериментальных данных следует, что наработка на отказ имеет показательное распределение $P(t) = 1 - e^{-\lambda t}$. Следовательно, вероятность того, что потребуется $x = \frac{T_0}{T_р}$ деталей данного наименования для N машинных агрегатов, эксплуатируемых в течение t дней, определяется по формуле Пуассона:

$$P(x,t) = \frac{(\lambda t)^x}{x!}e^{-\lambda t}. \qquad (9)$$

Если предположить, что продолжительность выполнения работ подчиняется гамма-распределению с плотностью вероятности

$$\gamma(\alpha,\beta,t) = \frac{\beta^{\alpha}}{\Gamma(\alpha)}t^{\alpha-1}e^{-\beta t}, \qquad (10)$$

то вероятность потребности x элементов для N машинных агрегатов на период выполнения технологических работ t определится через вероятность совместного распределения:

$$P(x) = \int_0^{\infty} P(x,t)\gamma(\alpha,\beta,t)dt = \int_0^{\infty} \frac{\lambda^x \beta^{\alpha}}{x!\Gamma(\alpha)}t^{\alpha+x-1}e^{-(\beta+\lambda)t}dt, \qquad (11)$$

где $\alpha = \frac{T_0^2}{\sigma^2}$ — квадрат продолжительности выполнения работ T_0^2, выраженный в единицах дисперсии σ^2;

$\beta = \frac{T_0^2}{\sigma^2}$ — продолжительность выполнения работ T_0, выраженная в единицах дисперсии σ^2.

Проинтегрировав (11), получим:

$$P(x)=\frac{\Gamma(\alpha+x+1)}{x!\Gamma(\alpha+1)}\left(\frac{\beta}{\beta+\lambda}\right)^{\alpha+1}\left(\frac{\lambda}{\lambda+\beta}\right)^{x}=\frac{\Gamma(\alpha+x+1)}{x!\Gamma(\alpha+1)}\rho^{\alpha+1}(1-\rho)^{x}, \qquad (12)$$

где $\rho=\frac{\beta}{\lambda+\beta}$; $(1-\rho)=\frac{\lambda}{\lambda+\beta}$.

Для упрощения вычислений воспользуемся рекуррентной формулой

$$P(x+1)=(1-\rho)\frac{\alpha+x+1}{x+1}P(x). \qquad (13)$$

В этом случае необходимо определить вероятность не использования запасной части данного наименования $P(0)$. Если резерв (потребность) равен нулю ($x = 0$), то из (12) $P(0)=\rho^{\alpha+1}$. Зная $P(x)$, можно определить целевую функцию $\Phi(h)$ из (8). При увеличении числа приобретаемых деталей h целевая функция сначала будет убывать, а затем — возрастать. Значение h, при котором целевая функция $\Phi(h)$ имеет минимум, будет соответствовать оптимальному количеству запасных частей $h_{опт}$, необходимому на начало производства технологических работ. Таким образом, условие оптимальности резерва запасных частей запишется неравенством

$$\Phi(h-1)-\Phi(h)>0. \qquad (14)$$

Подставив в (14) выражения $\Phi(h-1)$ и $\Phi(h)$ из (8), вероятности $P(x)$ в которых определяют через рекуррентную формулу (13), и преобразовав, получим условие оптимального резерва запасных частей для комплекса машинных агрегатов на заданный период технологических работ:

$$\sum_{x=0}^{h-1}P(x)<\frac{d-1}{d-1+m}. \qquad (15)$$

Рассмотрим коэффициент d увеличения стоимости запасной части при дефиците, в котором можно выделить три основных компонента:

$$d=d_1+d_2+d_3, \qquad (16)$$

где d_1 — кратное увеличение стоимости из-за риска (складских расходов) или иной производственной ситуации;

d_2 — увеличение стоимости по доставке дефицитного узла:

$$d_2=\left(\frac{2S}{V}+t_{пр}+t_{орг}\right)\frac{C_{ав}}{C}, \qquad (17)$$

где $C_{ав}$ — средняя стоимость использования автотранспорта, у.д.е./ч;

C — стоимость дефицитной детали, у.д.е.;

S — расстояние от отказавшего машинного агрегата до склада, км;

V — скорость автотранспорта по доставке запасной детали, км/ч;

$t_{пр}$ — время погрузки-разгрузки детали (узла, агрегата), ч;

$t_{орг}$ — продолжительность решения организационных вопросов (поиск склада с дефицитной деталью, оформление документов и др.), ч;

d_3 — увеличение стоимости запасной детали из-за потерь, связанных с простоем машинного агрегата, т.е.

$$d_3 = \max\left(0, \frac{2S}{V} + t_{\text{пр}} + t_{\text{орг}} - t_{\text{др}}\right)\frac{C_{\text{п}}}{C}, \qquad (18)$$

где $C_{\text{п}}$ — стоимость потерь из-за простоя машинного агрегата в единицу времени, у.д.е./ч;

$t_{\text{др}}$ — длительность демонтажа и разборки аварийного узла, ч.

Проверим полученную модель резервирования запасных частей

$$\Phi(h) = \frac{C}{N}\left[mh + (1-m)h_{\text{ср}} + (d-1+m)\sum_{x=h+1}^{\infty}(x-h)P(x)\right] \qquad (19)$$

на адекватность реальной производственной ситуации.

1. При среднем числе запасных частей для N машинных агрегатов, равным

$$h_{\text{ср}} = \frac{\alpha\lambda}{\beta},$$

где $\alpha = \left(\frac{T_0}{\sigma}\right)^2$; $\beta = \frac{T_0}{\sigma^2}$;

T_0 — продолжительность выполнения технологического процесса.

Следовательно, $h_{\text{ср}} = \lambda T_0$, что соответствует детерминированной модели.

2. Если коэффициент потери стоимости запасной части $m = 0$, а кратность стоимости при дефиците $d > 1$, то запас деталей может быть бесконечно большим $h \to \infty$. Это соответствует логике — запас не повредит: чем больше, тем лучше.

3. Если кратность стоимости запасной части при дефиците $d = 1$ (можно заменить запасную часть без дополнительных финансовых потерь) и $m \neq 0$, то запас деталей должен отсутствовать $h \to 0$. Приобретение большего числа запасных частей уменьшает возможности использования финансовых средств для других целей.

4. Если коэффициент потери стоимости запасной части m возрастает, то число приобретаемых запасных частей h уменьшается.

5. Если кратность стоимости запасной части при дефиците d возрастает, то число приобретаемых запасных частей h должно быть увеличено.

Таким образом, полученная модель не противоречит здравому смыслу. Параметрами m и d можно регулировать резерв запасных частей по уровням их хранения: частные предприятия, строительные организации, ремонтно-обслуживающие предприятия, районные объединения, область (край).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Рубальский, Г.В. Управление запасами при случайном спросе (модели с непрерывным временем) [Текст] / Г.В. Рубальский; под ред. И.А. Ушакова. — М. : Сов. радио, 1977. — 160 с.
2. Рыжков, Ю.И. Управление запасами [Текст] / Ю.И. Рыжков. — М. : Наука, 1969. — 344 с.
3. Хедли, Дж. Анализ системы управления запасами [Текст] / Дж. Хедли, Т. Уайтин; пер. с англ. — М. : Наука, 1969. — 512 с.

ПРИВАЛОВ Петр Васильевич, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

ВИНОГРАДОВ Семен Алексеевич, асп.; E-mail: semenvinogradov@yandex.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 27.04.12

Privalov Petr Vasilyevich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia
Vinogradov Semen Alekseevich, post-graduate student; E-mail: semenvinogradov@yandex.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

MATHEMATICAL MODEL OF SPARE BACKUP PARTS TO COMPLEX CONSTRUCTION MACHINERY AT DIFFERENT LEVELS OF CONSUMPTION

A mathematical model of the redundancy of spare parts to the technological systems of machines, which allows to adjust the level of spare parts for a variety of customers: private enterprises, construction, repair and service companies, regional associations, the area (region), etc.

Key words: technological complex of machines, optimizing reserve of spare parts, construction company (business), the levels of storage (consumption) of spare parts dealers for servicing machines, machine failure intensity, duration of operation of machines.

REFERENCES

1. Rubalsky, G.V. Inventory Management with a random demand (time continuous models) [Text] / G.V. Rubalsky; A. ed. I.A. Ushakov. — M. : Sov. radio, 1977. — 160 p.
2. Ryzhkov, Yu.I. Inventory Management [Text] / Yu.I. Ryzhkov. — M. : Nauka, 1969. — 344 p.
3. Hadley, J. Analysis of the inventory management system [Text] / J. Hadley, T. Whitin; Trans. from English. — M. : Nauka, 1969. — 512 p.

УДК 624.014

А.В. СОЛОВЬЁВ, А.О. ЛУКИН

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ СТЕСНЕННОГО КРУЧЕНИЯ НА РАБОТУ БАЛКИ С ГОФРИРОВАННОЙ СТЕНКОЙ

Приведены результаты численного расчета балки с гофрированной стенкой по методу конечных элементов. Проанализировано напряженно-деформированное состояние балки с гофрированной стенкой при стесненном кручении.

Ключевые слова: балка с гофрированной стенкой, стесненное кручение, метод конечных элементов, численный расчет, напряжения.

Неосевое приложение нагрузки ведет к появлению в конструкции дополнительных напряжений от стесненного кручения, которые вносят существенный вклад в напряженно-деформированное состояние ее элементов. При использовании в зданиях и сооружениях балок с гофрированной стенкой (БГС) необходимо в большей степени учитывать напряжения от стесненного кручения, потому что в таких балках практически все напряжения от изгиба воспринимают полки, а появление дополнительных напряжений в ряде случаев способно привести к развитию зон с локальными пластическими деформациями.

Работа балок с плоской стенкой (БПС) в упругой стадии и с учетом развития пластических деформаций при стесненном кручении изучена довольно хорошо. Особенности работы БГС исследовали многие отечественные и зарубежные ученые. Известно, что гофрированная стенка увеличивает крутильную жесткость балки[1]. В Казахском отделении ЦНИИметаллоконструкции теоретическим и экспериментальным путем получены результаты изучения напряженного состояния гофрированной стенки (треугольный профиль) двутавровой балки в зоне действия сосредоточенных сил с различными вариантами приложения по отношению к стенке[2]. В [1–4] приведено теоретическое описание с использованием теории расчета тонкостенных упругих стержней напряженного состояния БГС, возникающего от смещения стенки с оси балки. В работе [2] выполнены экспериментальные исследования БГС (волнистый профиль) из алюминиевых сплавов с нагрузкой, приложенной с эксцентрицитетом в пределах высоты гофров. Но не исключено, что нагрузка может быть приложена и за пределами высоты гофров. Напряженно-деформированное состояние гофрированной балки при стесненном кручении требует дополнительного изучения.

Оценить степень влияния внецентренного приложения нагрузки на работоспособность балки можно в процессе численного эксперимента на

[1] Бирюлев В.В., Кошин И.И., Крылов И.И., Сильвестров А.В. Проектирование металлических конструкций: Спец. курс / Под ред. В.В. Бирюлева. Л.: Стройиздат, 1990. 432 с.

[2] Барановская С.Г. Прочность и устойчивость гофрированной стенки стальной двутавровой балки в зоне приложения сосредоточенных сил: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Новосибирск, 1990. 18 с.

© Соловьёв А.В., Лукин А.О., 2012

основе метода конечных элементов (МКЭ). Для этого рассмотрены две балки (с плоской и гофрированной стенкой) с одинаковыми размерами поперечного сечения, геометрическими характеристиками и условиями загружения.

Расчетная схема принята в виде двухопорной шарнирной балки. С целью исключения значительных локальных напряжений на опоре шарнирное закрепление выполнено через опорное ребро. Длина балки $L = 6$ м.

Для расчета принято двутавровое сечение балки (рис. 1):

— геометрические размеры сечения: $h_w = 500$ мм; $t_w = 2{,}5$; $b_f = 200$; $t_f = 6$ мм; параметры гофров для гофрированной балки: профиль волнистый; $a = 77{,}5$ мм; $f = 20$ мм;

— геометрические характеристики: $A_f = 12$ см^2; $A_w = 12{,}5$; $A = 36{,}5$ см^2; $W_x = 708{,}8$ см^3;

— расчетные сопротивления: $R_{yf} = 240$ МПа; $R_{yw} = 215$ МПа;

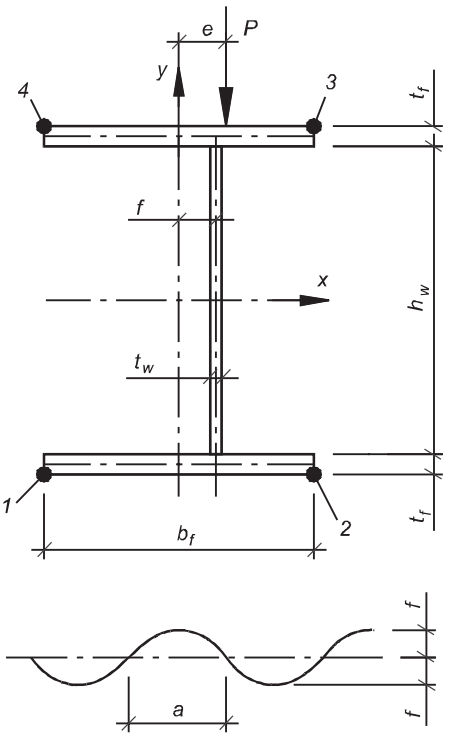


Рис. 1. Геометрия сечения и схема расположения нагрузки

— предельная нагрузка из условия прочности на изгиб БГС — $P_1 = 3A_f(h_w + t_f) \cdot R_{yf} / L = 72{,}8$ кН.

Балка загружена двумя вертикальными сосредоточенными силами, приложенными в 1/3 пролета, с целью создания участка чистого изгиба. Нагрузка рассчитана так, чтобы недонапряжение полок при изгибе составляло 10 % : $P \approx 0{,}9P_1 = 65$ кН. Часто несущая способность балки характеризуется локальными напряжениями в стенке под сосредоточенной силой. Поскольку напряженное состояние гофрированной стенки в значительной степени зависит от ширины участка, через который передается сосредоточенная нагрузка, ширина участка была принята 100 мм, что соответствует ширине полки прогона. Предельная нагрузка из условия прочности стенки под сосредоточенной силой при ширине участка в 100 мм равна $P_2 = 69{,}9$ кН [3], тогда нагрузка составляет $P \approx 0{,}93P_2$.

Авторами были созданы расчетные модели для исследования по МКЭ и проведен ряд численных экспериментов с использованием вычислительного комплекса «Лира». Расчетная модель основана на применении треугольных и четырехугольных конечных элементов (КЭ) универсального оболочечного типа, имеющих шесть степеней свободы. Триангуляция сетки КЭ предварительно произведена в предпроцессоре GMSH с помощью разработанной программы «Gofro» [2]. Длина стороны КЭ примерно 20–25 мм. В месте крепления стенки к полкам сеть КЭ сгущалась,

[3] ТУ 5261-001-01131690–2006. Балки стальные сварные сплошного двутаврового поперечного сечения с гофрированной стенкой Sin-beam для несущих каркасов и перекрытий здания и сооружений. ОАО «Аэропортстрой», 2006. 42 с.

Таблица 1

Нормальные напряжения в характерных точках полок

Напряжения, МПа	e, мм	Балка с плоской стенкой				Балка с гофрированной стенкой								
		Сечение 1-1 ($z_1 \approx L/2 = 2983{,}8$ мм)				Сечение 1-1 ($z_1 \approx L/2 = 2983{,}8$ мм)				Сечение 2-2 ($z_2 = 2945{,}0$ мм)				
		1	2	3	4	1	2	3	4	Δ, % (т. 4)	1	2	3	4	Δ, % (т. 4)
σ_x	0	185	185	−184	−184	215	214	−214	−215	+16,8	216	213	−213	−216	+17,4
	10	226	143	−143	−226	254	177	−177	−254	+12,4	255	175	−175	−255	+12,8
	20	267	102	−101	−268	292	140	−140	−292	+8,96	293	137	−137	−293	+9,3
	40	350	20	−18	−351	370	64	−64	−370	+5,4	371	60	−60	−371	+5,7
σ_ω	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	10	41	−42	41	−42	39	−37	37	−39	−7,2	39	−38	38	−39	−7,2
	20	82	−83	83	−84	77	−74	74	−77	−8,3	77	−76	76	−77	−8,3
	40	165	−165	166	−167	155	−150	150	−155	−7,2	155	−153	153	−155	−7,2

что примерно равно длине стороны КЭ — 10 мм. Расчет велся в упругой стадии.

Для анализа работы балок было принято четыре разных эксцентрицитета: 0 мм соответствует осевой нагрузке; 10 мм — нагрузке в пределах высоты гофра; 20 мм — на высоте гофра; 40 мм — нагрузке за пределами высоты гофра.

Влияние стесненного кручения оценено по нормальным напряжениям, которые определялись в характерных точках полки в двух сечениях в пролете, по касательным напряжениям в двух сечениях на опоре, по локальным нормальным и касательным напряжениям под сосредоточенной силой, по прогибам и углам поворота сечения балки в середине пролета. Сечения выбраны в характерных местах гофра: со стенкой на оси балки; со стенкой, смещенной с оси балки на высоту гофра.

Суммарные нормальные напряжения σ_x определены численным путем в сечении 1-1 на расстоянии $z_1 = 2983{,}8$ мм (на оси балки) и в сечении 2-2 на расстоянии $z_2 = 2945{,}0$ мм (со сдвигом стенки). Дополнительные напряжения от стесненного кручения определялись следующим образом:

$$\sigma_\omega = \sigma_{x(e)} - \sigma_{x(e=0)},$$

где $\sigma_{x\ (e)}$ — суммарные нормальные напряжения при нагрузке с эксцентрицитетом; $\sigma_{x\ (e=0)}$ — изгибные нормальные напряжения (при осевой нагрузке).

Для сравнения результатов расчета определена разность Δ напряжений в БГС к напряжениям в БПС в процентном соотношении только по максимальным напряжениям в т. 4 (табл. 1). Знак «+» означает, что суммарные и дополнительные напряжения для БГС увеличиваются. По результатам расчета видно, что нормальные на-

пряжения σ_x в полках БГС при осевой нагрузке ($e = 0$) на 16–17 % выше, чем в БПС, и на 8–13 % выше при появлении эксцентрицитета. Напряжения от стесненного кручения σ_ω в БГС вносят меньший вклад по сравнению с БПС при одинаковых условиях расчета (рис. 2). По полученным данным

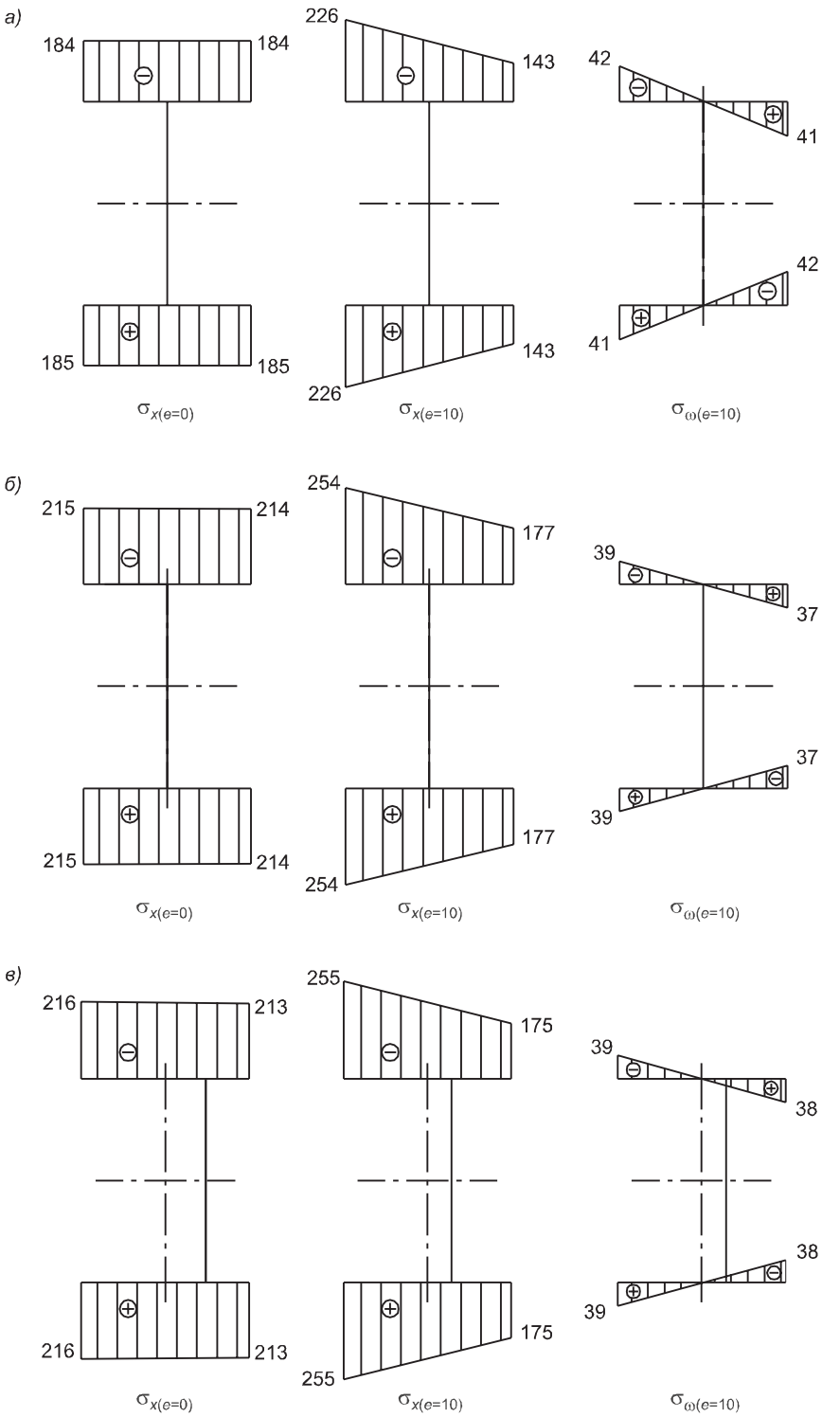


Рис. 2. Эпюры напряжений σ_x в сечениях:
а — БПС (сечение $L/2$); *б* — БГС (сечение 1-1); *в* — БГС (сечение 2-2)

(см. табл. 1) также можно судить о возникновении локальных зон ограниченных пластических деформаций в полках БГС при смещении нагрузки в пределах высоты гофра при условии запаса прочности на изгиб 10 %.

В полках БГС, в сечении 2-2, при осевой нагрузке ($e = 0$) наблюдается эффект стесненного кручения от смещения стенки с оси гофрированной балки, описанный в [1, 4] (см. рис. 2, *в*). На участке полки с большим свесом (т. 1, 4) напряжения увеличены на 1–2 % по сравнению с малым свесом (т. 2, 3). При этом в сечении 2-2, когда стенка находится на оси симметрии, также отмечаются разные напряжения, что вызвано действием местных бимоментов при смещении стенки с оси балки. Нормальные напряжения в полках БГС при внецентренном приложении нагрузки в сечениях 1-1 и 2-2 практически одинаковые и отличаются только на величину напряжений от местного кручения.

Нормальные напряжения в стенках балок определены в пролете в сечениях 1-1 и 2-2, касательные напряжения — на опоре в сечении 3-3 на расстоянии $z_3 = 116{,}2$ мм (на оси балки) и в сечении 4-4 на расстоянии $z_4 = 155$ мм (со сдвигом стенки). Распределение напряжений в плоской стенке показывает, что дополнительные нормальные и касательные напряжения отсутствуют, потому что нагрузка проходит через центр изгиба. В гофрированной стенке в сечениях 1-1, 3-3 (стенка на оси балки) дополнительные напряжения отсутствуют, так же как и в плоской стенке. В сечении 2-2 наблюдаются дополнительные нормальные напряжения, а в сечении 4-4 — дополнительные касательные напряжения. Уменьшение напряжений σ_x при смещении нагрузки на 10 мм достигает 7 %, а увеличение напряжений τ_{xy} до 10 %, при смещении нагрузки на 40 мм уменьшение σ_x — 14–15 %, а увеличение τ_{xy} до 17 %.

При расчете были определены локальные нормальные и касательные напряжения под сосредоточенной силой. В плоской стенке локальные нормальные напряжения изменяются незначительно, а касательные напряжения остаются прежними с появлением эксцентрицитета нагрузки. Нормальные локальные напряжения в гофрированной стенке возрастают на 41 % при эксцентрицитете 10 мм, что ведет к исчерпанию несущей способности балки в результате потери устойчивости стенки.

Касательные локальные напряжения увеличиваются на 16 % при смещении нагрузки на 10 мм. В этом случае в поясной зоне гофрированной стенки будут действовать дополнительно касательные напряжения, которые необходимо учитывать при расчете сварных швов.

Из табл. 2 видно, что в БГС углы закручивания значительно меньше, чем в БПС.

Анализируя полученные результаты, можно сделать следующие выводы:

— прогибы БГС больше на 15–16 %, чем у аналогичной БПС, за счет сдвиговых деформаций в стенке;

Таблица 2

Величины углов поворота при $z_1 \approx L/2 = 2983{,}8$ мм

Параметр	Балка с плоской стенкой				Балка с гофрированной стенкой				Δ, % ($e = 40$)
	$e = 0$	$e = 10$	$e = 20$	$e = 40$	$e = 0$	$e = 10$	$e = 20$	$e = 40$	
Угол φ, °	0	−2,18	−4,36	−8,73	−0,04	−1,79	−3,53	−7,02	−19,5

— угол закручивания БГС меньше, чем у аналогичной БПС, это подтверждает, что гофрированная стенка увеличивает крутильную жесткость балки;

— при появлении эксцентрицитета нагрузки нормальные напряжения за счет стесненного кручения в полках БГС растут медленнее, чем в полках БПС: при осевой нагрузке разница составляет 16–17 %, а при внецентренной — 8–13 %;

— при эксцентрицитетах, расположенных в пределах высоты гофра, в полках БГС возникают зоны ограниченных пластических деформаций при условии запаса прочности на изгиб 10 %;

— нормальные локальные напряжения в гофрированной стенке значительно возрастают при внецентренном приложении сосредоточенной нагрузки, поэтому во избежание потери устойчивости стенки следует ограничить величину эксцентрицитета, либо усилить стенку в местах приложения сосредоточенных сил;

— нормальные и касательные локальные напряжения, возникающие под сосредоточенной силой, необходимо учитывать при расчете сварных швов соединения гофрированной стенки с полкой;

— в стенке гофрированной балки возникают дополнительные напряжения от стесненного кручения в сечениях, расположенных со сдвигом стенки относительно оси балки, при этом нормальные напряжения уменьшаются на 7–15 %, а касательные увеличиваются на 10–17 %.

Исследования показывают, что существует необходимость уточнения методики расчета БГС при стесненном кручении в упругопластической стадии работы металла, расчета сварных швов, расчета устойчивости стенки при действии локальных нагрузок, а также разработки конструктивных решений по обеспечению местной устойчивости гофрированной стенки под сосредоточенной силой.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Егоров, П.И. Дополнительные изгибно-крутящие усилия в двутавровом стержне с поперечным непрерывным трапецеидальным профилем гофров в стенке [Текст] / П.И. Егоров // ПГС. — 2007. — № 10. — С. 34–35.
2. Лукин, А.О. Автоматизированное моделирование балок с гофрированной стенкой [Текст] / А.О. Лукин // Традиции и инновации в строительстве и архитектуре : Материалы 69-й Всерос. науч.-техн. конф. по итогам НИР 2011 г. — Самара, 2012. — Ч. 2. — С. 363–364.
3. Степаненко, А.Н. Испытание алюминиевых балок с гофрированной стенкой [Текст] / А.Н. Степаненко // Изв. вузов. Строительство и архитектура. — 1970. — № 1. — С. 31–35.
4. Степаненко, А.Н. Стальные двутавровые стержни с волнистой стенкой [Текст] / А.Н. Степаненко. — Хабаровск : Изд-во ХГТУ, 1999. — 115 с.

СОЛОВЬЁВ Алексей Витальевич, канд. техн. наук, доц.
Самарский государственный архитектурно-строительный университет
ЛУКИН Алексей Олегович, асп.
Самарский государственный архитектурно-строительный университет

Получено после доработки 25.04.12

Soloviev Alexey Vitalevich, candidate of technical sciences, assistant professor, Samara State Architectural and Civil Engineering University, Russia

Lukin Alexey Olegovich, post-graduate student, Samara State Architectural and Civil Engineering University, Russia

ASSESSMENT OF THE INFLUENCE RESTRICTED TORSION AT WORK OF BEAM WITH CORRUGATED WEB

This article is dedicated to results numerical calculation of the beam with corrugated web by finite element method. The stress-strained condition of the beams with corrugated web with restricted torsion is analyzed.

K e y w o r d s: beam with corrugated web, restricted torsion, finite element method, numerical calculation, stresses.

REFERENCES

1. Y e g o r o v, P.I. Additional bending and twisting stresses in a double-T bar with a cross continuous trapezoidal section of crimps in a web [Text] / P.I. Yegorov // Industrial and civil engineering. — 2007. — N 10. — P. 34–35.
2. L u k i n, A.O. Automated modeling of beams with corrugated web [Text] / A.O. Lukin // Tradition and Innovation in Construction and Architecture : Materials of the 69th all-Russian scientific-technical conference on the results of R & D in 2011. — Samara, 2012. — P. 2. — P. 363–364.
3. S t e p a n e n k o, A.N. Testing of aluminum beams with corrugated web [Text] / A.N. Stepanenko // News of Higher Educational Institutions. Construction and architecture. — 1970. — N 1. — P. 31–35.
4. S t e p a n e n k o, A.N. Steel I-rods with a wavy web [Text] / A.N. Stepanenko. — Khabarovsk : KHSTU, 1999. — 115 p.

УДК 624.075.235

В.М. МИТАСОВ, В.Г. СЕБЕШЕВ, М.А. ЛОГУНОВА

КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ И РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ЗАРАНЕЕ ОРГАНИЗОВАННЫМИ ТРЕЩИНАМИ

Рассмотрены особенности деформирования плит перекрытия с организованными трещинами в безригельном каркасе. Теоретически обоснованы и экспериментально подтверждены эффекты уменьшения деформативности и повышения трещиностойкости железобетонных плит.

Ключевые слова: железобетонные плиты, трещинообразование, энергетическая теория сопротивления железобетона, предельное равновесие.

Предыдущими исследованиями [1] показано, что искусственное создание с помощью дополнительных конструктивных элементов-инициаторов определенным образом расположенных (организованных) трещин в бетонной или железобетонной конструкции дает положительный эффект в виде уменьшения перемещений, улучшения характеристик при длительных воздействиях и др. Это объясняется тем, что организованные трещины, выполняя функцию регулятора процесса трещинообразования, значительно снижают динамические эффекты, проявляющиеся при обычном стохастическом «почти мгновенном» развитии трещин в случае отсутствия их инициаторов.

На кафедре железобетонных конструкций (ЖБК) НГАСУ (Сибстрин) разработана энергетическая теория сопротивления железобетона (В.М. Митасов, В.В. Адищев), в рамках которой решена задача перехода сечения из состояния без трещины к состоянию с трещиной. Основные уравнения этого перехода получаются исходя из следующего:

1) энергия растянутого бетона перераспределяется на арматуру согласно условию баланса энергий

$$\sum_j A_{sj} \int_{\varepsilon_{sj}}^{\varepsilon_{sj}+\Delta\varepsilon_{sj}^{st}} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon - \Delta W_{cr}^{bt} = 0, \qquad (1)$$

здесь $\Delta\varepsilon_{sj}^{st}$ — приращение деформаций в j-м слое арматуры после перераспределения энергии растянутого бетона ΔW_{cr}^{bt} на арматуру;

2) внезапное появление трещины сопровождается мгновенным изменением напряженного состояния сечения, описываемым соотношением

$$\int_{\varepsilon_s^*}^{\varepsilon_s^d} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon = \sigma_s^{st} [\varepsilon_s^{\,d} - \varepsilon_s^{\,*}], \qquad (2)$$

где ε_s^* — деформации в арматуре перед образованием трещины; σ_s^{st} — «фиктивные статические» напряжения после перераспределения энергии разрушенной части бетонного сечения, определяемые уравнени-

© Митасов В.М., Себешев В.Г., Логунова М.А., 2012

ем (1); ε_s^d — «динамические» деформации для каждого слоя арматуры, соответствующие максимальному (не уравновешенному нагрузками) раскрытию трещины (определяются уравнением (2)).

Почти мгновенное образование первой трещины порождает динамику процесса, сопровождающегося перераспределением усилий в сечении. Условия энергетического баланса при переходе сечения из одного состояния в другое с учетом динамической составляющей:

$$W_{bt} + W_b + \delta A_k = W_{bt}^d + W_b^d + \Delta W_s^d + \Delta W_T, \qquad (3)$$

$$\delta A_k = b\int_0^L P(z)\delta u(z)dz. \qquad (4)$$

Зависимость (4) выражает работу, совершаемую нагрузкой в момент образования трещины на дополнительном смещении, вызванном уменьшением жесткости сечения с трещиной. Соотношения (3) и (4) свидетельствуют о том, что стохастическое трещинообразование ведет к дополнительным повреждениям конструкции.

Аналогом процессов, происходящих в результате мгновенно появившейся трещины, может быть задача динамики линейно деформируемой системы при мгновенном приложении нагрузки. Для модели с одной степенью свободы динамические перемещения вдвое превышают перемещения от статически приложенной нагрузки. Таким образом, при устранении динамического воздействия от возникающей в бетоне стохастической трещины, которая вызывает уменьшение жесткости сечения, можно прогнозировать примерно двукратное сокращение доли перемещений, ею вызванных.

Для снижения негативного влияния динамических эффектов от неуправляемо возникающих и развивающихся трещин может быть применено регулирование состояния конструкции с помощью специально инициируемых (организованных) трещин путем введения тонких пластин в сечениях конструктивных элементов с преобладающим изгибом в зонах наибольших изгибающих моментов. Указанные зоны могут выявляться либо расчетом конструкции в условной линейной постановке (или как уп-

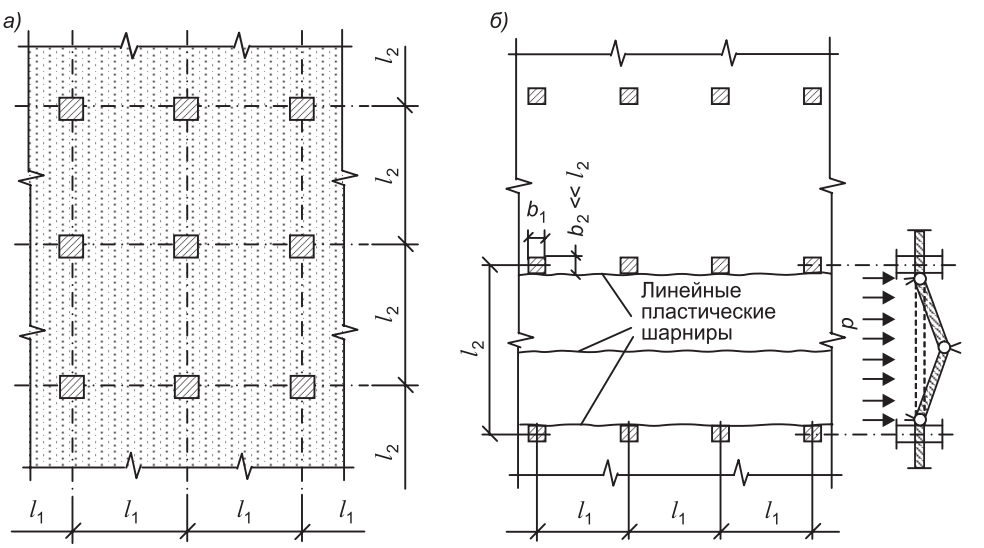


Рис. 1. Фрагмент безбалочного железобетонного каркаса с регулярной сеткой колонн (*а*) и механизм разрушения плиты перекрытия (*б*) при $l_1 < l_2$

ругопластической системы), либо на основании анализа предельного равновесия. Согласно кинематическому методу теории предельного равновесия параметр предельной (разрушающей) нагрузки p_u находится как

$$p_u = \min_{\Delta} p(\Delta) = \min_{\Delta} \left[\frac{W_{M_0}(\Delta)}{\Delta_p(\Delta)} \right], \qquad (5)$$

где Δ — вектор варьируемых параметров кинематически допустимого поля перемещений (или их скоростей) механизма разрушения, возникающего в конструкции вследствие развития системы областей предельного пластического состояния сечений (пластических шарниров); $W_{M_0}(\Delta)$ — виртуальная работа (или мощность) предельных изгибающих моментов в пластических шарнирах; $\Delta_p(\Delta)$ — обобщенное перемещение (или его скорость), соответствующее параметру нагрузки p.

Выражение (5) может использоваться для определения p_u способом сравнительного анализа различных предельных механизмов, в том числе с однопараметрическими полями перемещений.

Рассмотрим некоторые аспекты деформирования железобетонных плит с соотношением сторон $l_2/l_1 \leq 1{,}5$.

При безригельном конструктивном решении плиты перекрытия, но с арматурным каркасом [2], фактически создающим «скрытые в теле плиты ригели», могут использоваться предельные механизмы с линейными пластическими шарнирами и соответствующие им уравнения предельного равновесия, предложенные А.А. Гвоздевым [3]. При отсутствии «скрытых ригелей» возможно возникновение предельных механизмов, отличных от схем [3]. Такие перекрытия называют безбалочными. Они образованы плоской плитой, жестко сопрягающейся с поддерживающими ее колоннами. Сопряжения организованы с помощью капителей либо металлических воротников (бескапительный вариант), при этом схемы пластических шарниров (фактические изломы плиты) имеют многовариантный характер. Например, при регулярной сетке колонн (рис. 1, *а*) механизм разрушения по внутренним пролетам может быть таким, как показано на рис. 1, *б*. Реальность такой схемы разрушения подтверждается выполненными в лаборатории кафедры ЖБК НГАСУ (Сибстрин) испытаниями равномерно распределенной нагрузкой модели безригельного железобетонного каркаса в масштабе 1 : 6, где было зафиксировано развитие трещин в зонах растяжения бетона плиты (рис. 2), по расположению основных из них совпадающее с линейными пластическими шарнирами (см. рис. 1, *б*). Вместе с тем при реализованных в модели параметрах геометрии и армирования плиты разрушение произошло не в результате поворотов в линейных пластических шарнирах, а от среза по контуру внутренней колонны (рис. 3). Расчет по схеме рис. 1, *б* дал предельную нагрузку

$$p_{u,M} = \frac{8(R_s A_s + R'_s A'_s) z_b}{(l_2 - b_2)^2} \qquad (6)$$

большую, чем для механизма со срезом

$$p_{u,S} = \frac{2R_{bt} h_0 (b_1 + b_2 + 2h_0)}{l_1 l_2 - (b_1 + 2h_0)(b_2 + 2h_0)}, \qquad (7)$$

что согласуется с результатом эксперимента. В формулах (6) и (7): R_s, R'_s и R_{bt} — расчетные сопротивления соответственно нижней, верхней арматуры и бетона на растяжение; A_s, A'_s — площади сечений нижней и верх-

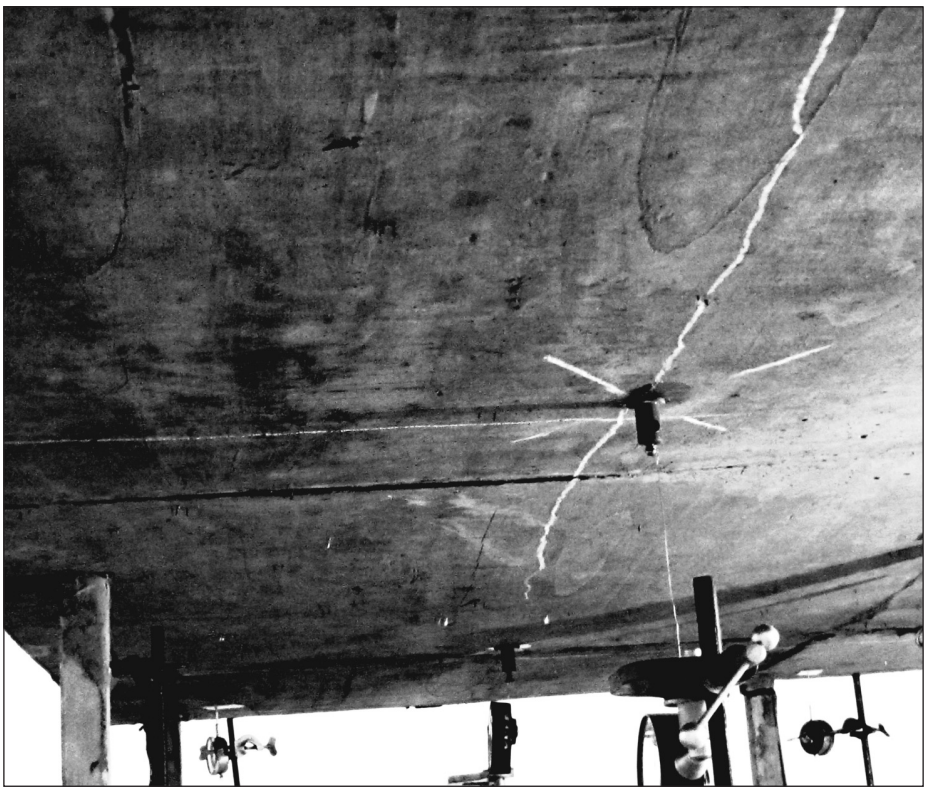


Рис. 2. Трещины на нижней поверхности экспериментальной модели каркаса

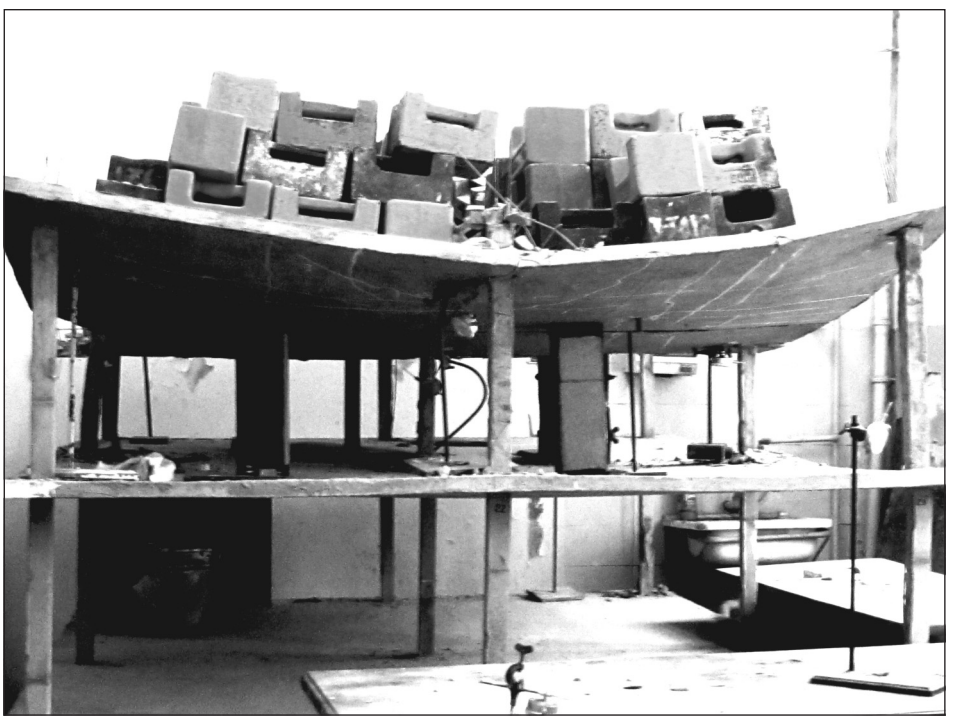


Рис. 3. Разрушение модели каркаса в результате среза по периметру колонны

ней арматуры (на единицу ширины плиты); z_b — плечо внутренней пары; h_0 — рабочая высота сечения.

Очевидно, что дополнительное армирование в области сопряжения плиты с колонной может обеспечить более эффективное использование несущей способности плиты.

В экспериментальной модели было применено инициирование трещин с помощью тонких металлических полосок, вставленных в бетон в процессе изготовления плиты и моделирующих начальные (организованные) трещины в зонах с наибольшими моментами. В некоторых ячейках перекрытия для сравнения вставки не делались, и трещины в этих областях развивались естественным стохастическим образом. В ходе испытания измерялись характерные прогибы плиты, а также ширина раскрытия трещин – естественных и организованных. Результаты измерений показали, что в ячейках с организованными трещинами прогибы плиты оказались в 1,4 раза меньше, а ширина раскрытия трещин — в 1,5–2 раза меньше, чем в ячейках, где инициирование трещин не осуществлялось.

Выводы. 1. Для исключения динамического воздействия на конструкцию в момент образования стохастической трещины последние следует организовывать при изготовлении.

2. Заранее организованные при изготовлении трещины снижают деформативность и повышают трещиностойкость плит безригельного каркаса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Митасов, В.М. Трещинообразование в железобетонных конструкциях [Текст] / В.М. Митасов, В.В. Адищев, Н.С. Пичкурова, М.А. Логунова // Железобетонные конструкции: исследования, проектирование, методика преподавания: сб. докл. междунар. науч.-метод. конф. (4–5 апр. 2012 г., г. Москва). — М. : МГСУ, 2012. — С. 269–276.
2. Пат. РФ 112693, МПК E04B 1/16. Железобетонный каркас здания [Текст] / В.М. Митасов, Н.Н. Пантелеев, Ю.К. Аргунов, М.А. Логунова. — № 2010145365/03; заявл. 08.11.2010; опубл. 20.01.2012; Бюл. № 2. — 2 с.
3. Руководство по расчету статически неопределимых железобетонных конструкций. — М. : Стройиздат, 1975. — 192 с.

МИТАСОВ Валерий Михайлович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: mitassovv@mail.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
СЕБЕШЕВ Владимир Григорьевич, канд. техн. наук, проф.; E-mail: sebeshev@sibstrin.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)
ЛОГУНОВА Мария Александровна, асп.; E-mail: m-nblack@yandex.ru
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 20.04.12

Mitasov Valeriy Mihailovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: mitassovv@mail.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Sebeshev Vladimir Grigoriyevich, candidate of technical sciences, professor; E-mail: sebeshev@sibstrin.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Logunova Maria Alexandrovna, post-graduate student; E-mail: m-nblack@yandex.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

STRUCTURAL SPECIAL FEATURS AND ANALYSIS OF REINFORCED CONCRETE PLATES WITH INITIALLY ORGANIZED CRACKS

The article is devoted to the peculiar properties of deformation process in plates with initially organized cracks in the flat plate frame. The effects of deformability reduction and increase crack resistance of reinforced concrete slabs were proved theoretically and confirmed experimentally.

Key words: reinforced concrete plates, cracking, energy theory of reinforced concrete resistance, limit equilibrium.

REFERENCES

1. Mitasov, V.M. Cracking reinforced concrete structures [Text] / V.M. Mitasov, V.V. Adishchev, N.S. Pichkurova, M.A. Logunova // Reinforced concrete structures: research, design, methodology of teaching. Collection of reports of international scientific methodical conference (4–5 April, Moscow, 2012). — M. : MGSU, 2012. — P. 269–276.
2. Patent RF 112693, the MPK E04B 1/16. Reinforced concrete frame building [Text] / V.M. Mitasov, N.N. Panteleyev, Yu.K. Argunov, M.A. Logunova. — N 2010145365/03; appl. 08.11.2010; publ. 20.01.2012; Bull. N 2. — 2 p.
3. Guidance on the calculation of statically indeterminate reinforced concrete structures. — M. : Stroyizdat, 1975. — 192 p.

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ[1]

1. К рукописи, представляемой в редакцию на русском языке, необходимо приложить:

— *сопроводительное письмо* руководства организации, откуда исходит рукопись;

к сопроводительному письму должна быть приложена гарантия оплаты публикации статьи[2] за подписью автора или руководителя представляющей статью организации. ***Плата за публикацию статей аспирантов не взимается.*** **Гарантийное письмо не требуется, если статья представляется организацией, осуществляющей целевые взносы на издание нашего журнала;**

— *рекомендацию* соответствующей кафедры вуза (заверенную выписку из протокола заседания кафедры);

— *экспертное заключение* о возможности опубликования, оформленное в организации, откуда исходит рукопись;

— *разрешение* Роспатента на открытую публикацию материалов по заявке на изобретение.

2. Рукопись должна готовиться на компьютере в программе Microsoft Word и представляться в редакцию распечатанной *в двух экземплярах*, с приложением ее записи на CD (3", 5").

Текст рукописи набирают шрифтом Times New Roman Cyr размером 14 пт. с межстрочным интервалом 1,5. Объем рукописи — до 10 страниц. Обязательна нумерация страниц.

3. Порядок оформления статьи (см. макет статьи на Internet-сайте журнала):

— индекс УДК;

— инициалы, фамилии авторов;

— название статьи;

— аннотация (объемом до 0,3 страницы текста);

— ключевые слова;

— текст статьи;

— библиографический список не более четырех ссылок (при большем количестве их следует оформлять по ГОСТ Р 7.0.5–2008);

— сведения об авторах: ***фамилии, имена, отчества (полностью), ученые степени, звания*** (звания в негосударственных академиях наук и почетные звания не указывать); наименование учреждений, в которых работают авторы, на русском и ***английском языках***;

— почтовые адреса, телефоны и ***e-mail авторов;***

— название статьи на английском языке;

— аннотацию на английском языке;

— ключевые слова на английском языке;

— библиографический список на английском языке.

4. На полях рукописи указываются места рисунков и таблиц (вставлять их в текст не нужно — это делается при верстке).

Статья должна быть тщательно отредактирована и подписана всеми авторами (с указанием даты отправки статьи).

5. Иллюстрации представляются в редакцию в виде файлов, созданных в программах CorelDraw или Microsoft Word, записанных с расширением *.cdr (предпочтительно) или *.doc, фотографий — TIFF или JPEG. Надписи и цифры набирать шрифтом Arial. Линии чертежа — не тоньше 1 пт. Иллюстрации, в том числе фотографии, должны быть черно-белыми с хорошей проработкой деталей.

Рисунки должны быть выполнены так, чтобы их можно было отредактировать (внести изменения, исправления, т.е. изменить шрифт, исправить возможные орфографические ошибки).

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, с подписями к ним. Размер иллюстрации не должен превышать 20×30 см, их общее число, как правило, не более 4.

6. Таблицы печатаются каждая на отдельном листе. Все наименования в них даются полностью, без сокращения слов.

7. Формулы следует набирать на компьютере шрифтом Times New Roman размером 14 пт. Русские и греческие буквы и индексы, а также цифры, аббревиатуры и стандартные функции (Re, cos и др.) набираются прямым шрифтом. Латинские буквы набирать курсивом. Во избежание смешения сходных изображений прописных и строчных букв (*V* и *v*, *S* и *s*, *O* и *o*, *K* и *k* и др., а также трудноразличимых букв и символов: *l*, *e* и 1 (цифра), *n* и п, *I* и *J* и т.п.) пояснения в необходимых случаях выполняются простым карандашом на полях. В статье должен быть необходимый минимум формул. Все второстепенные и промежуточные математические преобразования выносятся в приложение к статье (для рецензента).

---

[1] С дополнениями в соответствии с требованиями ВАК (выделены п/ж курсивом).

[2] На 2012 г. — из расчета 650 р. за 1 журнальную страницу.

(Окончание правил)

8. Следует применять физические величины, обозначения и единицы измерения в системе СИ(SI).

9. В библиографический список включаются только те работы, которые опубликованы в печати, составленные в соответствии с ГОСТ 7.80–2000, ГОСТ 7.1–03.

Примеры оформления можно найти на Internet-сайте НГАСУ (Сибстрин) по адресу www.sibstrin.ru и www.izvuzstr.sibstrin.ru

10. Если статья была или будет направлена в другое издание, или же была ранее опубликована, необходимо обязательно сообщить об этом редакции. Материалы уже публиковавшихся работ к рассмотрению не принимаются.

11. Рецензентов для статей редакция назначает по своему усмотрению. При доработке статьи после рецензии на первой странице указываются ее редакционный номер, число, месяц, год и пометка «рукопись после доработки». Доработанную статью необходимо присылать в двух экземплярах с приложением ее записи *в электронном виде*. К доработанной рукописи обязательно прикладывать ответы на все замечания рецензента. Датой поступления статьи считается получение редакцией ее окончательного текста.

12. Рукописи, не принятые к опубликованию, авторам не высылаются. Редакция имеет право производить сокращения и редакционные изменения текста рукописей. *Корректура статей авторам не представляется.*

13. *Гонорар* за опубликованные статьи *не выплачивается.*

14. Рукописи, не удовлетворяющие изложенным требованиям, отправляются авторам на доработку, что замедляет срок их опубликования.

ПРИНИМАЕТСЯ ПОДПИСКА

на 2-е полугодие 2012 г.

НА НАУЧНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

ИЗВЕСТИЯ
ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

«СТРОИТЕЛЬСТВО»

Журнал имеет разделы

Строительные конструкции
Теория инженерных сооружений
Строительные материалы и изделия
Экономика и организация строительства
Автоматизация и технология строительного производства
Гидротехническое строительство
Санитарная техника
Строительство автомобильных дорог и мостов
Строительные и дорожные машины
Научные проблемы архитектуры и экологии
Научно-методический
В лабораториях вузов
Внедрение научных достижений в производство
Научная информация

Каталожная цена за 6 месяцев — 1500 р.

Цена отдельного номера — 250 р.

Подписка принимается с любого месяца без ограничения всеми агентствами Роспечати и отделениями связи. Индекс 70377.

ISSN 0536—1052. Известия вузов. Строительство. 2012. № 6 (642). 1–124

ББК 38
И 33
УДК 69

Научное издание

Известия вузов
СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 6 (642) 2012

Научно-теоретический журнал

Редактор *С.М. Погудина*
Технический редактор *Н.М. Макаренко*
Компьютерная верстка *Р.Г. Усова*
Корректор *Г.И. Шведкина*